

**Titre:** Compaction à sec et saturée de renforts textiles utilisés pour la  
Title: fabrication de pièces composites

**Auteur:** F. Robitaille  
Author:

**Date:** 1999

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Robitaille, F. (1999). Compaction à sec et saturée de renforts textiles utilisés pour  
Citation: la fabrication de pièces composites [Thèse de doctorat, École Polytechnique de  
Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/8784/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/8784/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de  
recherche:**  
Advisors:

**Programme:** Non spécifié  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

**COMPACTION À SEC ET SATURÉE  
DE RENFORTS TEXTILES UTILISÉS POUR LA  
FABRICATION DE PIÈCES COMPOSITES**

FRANÇOIS ROBITAILLE  
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIAE DOCTOR  
(GÉNIE MÉCANIQUE)  
DÉCEMBRE 1999

© François Robitaille, 1999.



National Library  
of Canada

Acquisitions and  
Bibliographic Services

395 Wellington Street  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

Bibliothèque nationale  
du Canada

Acquisitions et  
services bibliographiques

395, rue Wellington  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

*Your file Votre référence*

*Our file Notre référence*

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-48893-4

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Cette thèse intitulée:

**COMPACTION À SEC ET SATURÉE  
DE RENFORTS TEXTILES UTILISÉS POUR LA  
FABRICATION DE PIÈCES COMPOSITES**

présentée par: ROBITAILLE François

en vue de l'obtention du diplôme de: Philosophiae Doctor

a été dûment acceptée par le jury d'examen constitué de:

M. BOUKHILI Rachid, Ph.D., membre

M. CHTOUROU Halim, Ph.D., membre

M. FISA Bohuslav, Ph.D., président

M. GAUVIN Raymond, D.Sc.A., membre et directeur de recherche



*à mes parents,  
à mes soeurs,  
à Laila.*

## REMERCIEMENTS

Le programme d'études doctorales que j'achève par le dépôt de cette thèse fût une opportunité de découvrir les travaux de nombreux chercheurs, de constater la diversité des approches et points de vue envisageables pour résoudre un même problème, de percevoir l'étendue et la progression d'un champ de connaissance résultant de la mise en commun d'efforts individuels, d'apporter une première contribution à cette démarche et, enfin, de me donner le goût de poursuivre. Je resterai redevable de cette chance envers tous ceux que j'ai eu le privilège de côtoyer lors de ces années passées à Polytechnique et je souhaite, par la présente, les en remercier:

Monsieur Raymond Gauvin, pour m'avoir accueilli au sein du CRASP qu'il a su diriger avec un dynamisme remarquable, pour le soutien amical qu'il m'a constamment témoigné, pour sa constante disponibilité en dépit d'un horaire chargé, pour avoir fait preuve de compréhension et de patience en toutes circonstances et enfin, pour sa volonté de voir ses étudiants réussir et tirer pleinement profit de leur séjour à Polytechnique. En outre, la réalisation de cette thèse n'aurait pas été possible sans l'accès offert aux ressources matérielles du CRASP, et sans son support financier;

Messieurs Rachid Boukhili, Bohuslav Fisa, Bernard Sanschagrin, François Trochu et Henri Yelle, pour m'avoir initié à la science des matériaux polymères et composites, à leurs procédés de fabrication ainsi qu'à leurs applications industrielles, et pour avoir suscité chez moi comme chez mes collègues l'intérêt envers la recherche;

Lyne et Nathalie, pour leur amitié et leur collaboration; Anne, François, Jacques, Jean-Marie et Richard qui ont fourni le support technique essentiel aux essais effectués en laboratoire, avec qui j'ai aimé travailler et dont j'ai apprécié la compagnie;

Mes collègues et amis Abbas, Abderrahmane, Abdelatif, Adel, Daniel, Eric, Georges, Gilbert, Hachmi, Hazem, Hélène, Ibrahim, Jean-Pierre, Katayoun, Lamine, Léandre, Maria Tereza, Marie-Christine, Mohamed Aboussaleh, Mohamed Ouddane, Olivier, Richard, Sami, Tan, Toni, Tsevi, Yann et Youssef, qui furent à l'origine de nombreuses et excellentes discussions, toujours à forte connotation académique;

Je remercie ma mère, mon père et mes soeurs pour l'amour qu'ils me témoignent et pour leur appui inconditionnel qui fût, à certains moments, essentiel;

J'adresse enfin ma reconnaissance aux membres du jury qui ont accepté de consacrer le temps et les efforts nécessaires à l'évaluation de cette thèse et dont les remarques et recommandations en auront enrichi le contenu, ainsi qu'aux responsables du fonds FCAR dont le travail contribue à l'essor d'individus à l'aube d'une carrière en recherche.

## RÉSUMÉ

L'objet de la présente thèse est l'étude du comportement en compaction normale de renforts textiles plans, fabriqués par assemblage de mèches de fibres continues, et utilisés pour la fabrication de pièces composites. Les propriétés des renforts tissés et non-tissés, ainsi que celles des renforts fabriqués par assemblage de fibres continues et incurvées (mats), sont discutées.

La thèse se compose de deux parties principales. Dans la première partie, les effets sur le comportement en compaction des principaux paramètres de mise en forme liés aux renforts textiles et pouvant être modulés lors de la fabrication de pièces composites sont investigués. Ces paramètres incluent la pression de compaction maximale appliquée, la présence d'un fluide dans le renfort lors de la compaction, le nombre de couches de renfort utilisées pour la fabrication des pièces, etc. Les conclusions de cette étude ont été obtenues par la revue et l'analyse de données expérimentales publiées, et par la réalisation d'un programme expérimental dédié. Une série de paramètres observables est définie, et l'évolution de ces paramètres en fonction des paramètres de mise en forme est commentée. Les résultats obtenus dans cette partie de la thèse ont fait l'objet d'une série de trois articles publiés dans un journal spécialisé.

La seconde partie de la thèse voit l'introduction de quantités permettant l'établissement de définitions géométriques des renforts appropriées au calcul de leurs propriétés mécaniques et de leurs propriétés de transport. Ces quantités sont définies à deux niveaux, soit celui du textile et celui des mèches; bien que les quantités introduites à chaque niveau puissent être utilisées indépendamment pour le calcul des diverses propriétés des mèches, textiles, préformes et pièces composites, leur utilisation conjointe doit ultimement résulter en une définition complète pour un renfort donné. Les quantités définies au premier niveau, soit celui de l'architecture textile, ont été identifiées par l'auteur à l'université de Nottingham

lors du délai entre la fin du travail expérimental présenté dans la première partie de cette thèse et la date de dépôt. Ce travail, plus simple, a fait l'objet d'une série de deux articles acceptés pour publication dans un journal spécialisé. L'essentiel du travail est résumé dans cette thèse en guise d'introduction aux quantités définies au niveau des mèches; il n'est cependant pas inclus en tant que partie intégrante de la thèse. L'analyse des quantités définies au second niveau, soit celui des mèches, est originale à la présente thèse. La seconde partie de la thèse se termine par une série de perspectives sur le développement, l'intégration et l'utilisation des quantités géométriques introduites.

L'étude du comportement en compaction des renforts est motivée par l'évolution rapide des procédés de fabrication des pièces composites, et par la nécessaire obtention d'outils permettant la simulation intégrée de tous les aspects de ces procédés. Les premiers travaux en ce sens ont été effectués dans un contexte de production de séries limitées de pièces, les deux procédés de fabrication alors considérés étant le moulage en cavité fermée pour les pièces de dimensions moyennes produites en vue d'applications semi-structurales, et la consolidation en autoclave de préimprégnés minces pour les pièces de plus grandes dimensions demandant un niveau de performance relevé. L'un des avantages de la première de ces techniques de moulage réside dans la possible utilisation d'appareillage de coût modeste, sous la forme de coques renforcées par une structure secondaire. En raison de la faible rigidité de ces coques, il est impératif de connaître les charges qui doivent être appliquées au renfort afin que la fraction volumique souhaitée pour le renfort soit atteinte préalablement à l'injection de la résine. Cependant l'étude de l'effet de paramètres tels que la saturation des renforts par un fluide, de même que la description des phénomènes physiques définissant le comportement en compaction des renforts, présentent relativement peu d'intérêt direct pour ce procédé. Dans le cas des études portant sur le moulage en autoclave, la structure simple des renforts considérés, constitués de fibres alignées et uniformément réparties dans des rubans préimprégnés de résine, élimine les effets associés à l'hétérogénéité des renforts textiles; ces renforts sont considérés comme étant des matériaux

élastiques non-linéaires, dont les propriétés en compaction sont indépendantes des paramètres de mise en forme.

Par contre, les propriétés mécaniques des renforts textiles ont une profonde influence sur la cinétique de procédés tels que l'injection-compression, le moulage par infusion ou l'imprégnation de textiles par calandrage. Dans le premier cas, l'injection du mélange réactif est préalable à la compaction des renforts, dont le comportement est altéré par la présence du fluide. Dans le second cas, l'épaisseur finale du laminé dépend presque exclusivement du comportement en compaction des renforts, la pression appliquée à la membrane n'étant équilibrée que par les renforts en fin de moulage. Enfin, dans le troisième cas, aucune restriction en épaisseur n'est imposée au préimprégné en sortie de calandre; la viscosité de la résine étant encore relativement faible à cet endroit, l'épaisseur finale du préimprégné sera fonction, entre autres paramètres, du fluage des renforts. Par ailleurs, les renforts utilisés pour la production de pièces composites en séries moyennes sont souvent assemblés en préformes préalablement au moulage. Une préforme doit respecter certains critères au niveau de la répartition et de l'orientation des fibres, de façon à ce que la pièce offre une réponse optimale aux chargements et soit exempte de défauts tels que les zones riches en résine. L'obtention de pièces structurales présentant des fractions volumiques de fibres élevées implique une compaction importante des renforts lors de la fabrication des préformes. En effet, les augmentations de la fraction volumique résultant de la compaction sont beaucoup plus fortes que celles qui peuvent être obtenues par le cisaillement des textiles dans leur plan; de plus, et contrairement à la compaction normale au plan, ce mode de déformation est essentiellement lié à la topologie de la pièce produite puisqu'il permet le drapage du moule par le renfort tissé. En conséquence, l'obtention de préformes satisfaisantes, à l'intérieur desquelles la disposition des fibres est contrôlée, nécessite entre autre information la connaissance du comportement en compaction des renforts. Enfin, la géométrie des réseaux de fibres constituant les assemblages hétérogènes que sont les textiles tissés occupe une place centrale dans la définition des procédés de fabrication, non seulement en égard au calcul des propriétés en compaction et autres propriétés mécaniques

des assemblages de fibres, mais également en raison de son influence majeure sur la perméabilité et les propriétés de transfert thermique des réseaux.

Le chapitre 1 de cette thèse constitue une revue générale de la littérature; une synthèse générale est présentée au chapitre 2.

Les effets résultant du niveau maximal de pression de compaction appliquée aux renforts, du nombre de cycles successifs de compaction appliqués, du taux de compaction, et du nombre de couches de renforts utilisées sont identifiés au chapitre 3 à partir de l'analyse de résultats expérimentaux publiés; un critère permettant la distinction de comportements spécifiques aux mats et aux autres textiles est établi.

Les résultats d'un premier programme expérimental structuré pour le contexte de cette thèse sont présentés au chapitre 4; les paramètres de mise en forme investigués sont le nombre de couches de renfort, le taux de compaction, le temps de maintien, la pression de compaction maximale, le nombre de cycles successifs, et l'immersion des renforts dans l'eau distillée à température ambiante. Ce programme confirme les conclusions de la revue des résultats publiés et démontre que les paramètres ayant la plus forte influence sur les comportements en compaction et en relaxation diffèrent. Ces paramètres sont respectivement le taux de compaction et la présence du fluide pour la relaxation, et le nombre de couches pour la compaction. Les résultats de ce premier programme expérimental montrent également que l'obtention d'une réorganisation durable des réseaux de fibres requiert que la pression de compaction soit successivement appliquée et retirée; la réorganisation des réseaux ayant cours lors de la relaxation des renforts à épaisseur constante n'a pas d'effet perceptible sur les propriétés mécaniques mesurées lors de cycles de compaction subséquents.

La cinétique de réorganisation des réseaux hétérogènes est décrite au chapitre 5 à partir des résultats d'un second programme expérimental. Ces résultats démontrent que l'application de dix cycles de compaction successifs permet une forte réduction de certaines zones riches

en résine dans les pièces finales, l'essentiel de la réduction étant obtenu après cinq cycles. Les renforts présentent un comportement instable pendant les dix premiers cycles, ce comportement étant dominé par l'étalement latéral des mèches. Après les dix premiers cycles les propriétés des renforts dépendent du comportement aux contacts, comme le démontrent les essais effectués dans trois milieux différents.

Le chapitre 6 présente certaines quantités géométriques entrant dans la définition mathématique des textiles tissés et cousus. Les paramètres définissant l'architecture de ces textiles sont brièvement introduits, et certaines applications sont présentées à titre d'introduction à cette partie de la thèse. Le contact entre deux fibres présentant une ondulation périodique quelconque est ensuite analysé selon une approche statistique. Le chapitre se termine par une discussion des perspectives associées aux quantités qui y sont introduites.

La thèse se termine par une conclusion générale.



## ABSTRACT

The object of this thesis is the study of the response to normal compaction of plane textile reinforcements produced by assembling rovings made of continuous fibers and used for the manufacturing of composite parts. The properties of woven and non-woven reinforcements are discussed, as well as those of random mats.

The thesis is separated in two main parts. In the first part, the effects on the compaction behavior of the principal processing parameters related to the reinforcement, and modulated during the fabrication of the composite parts, are investigated. These parameters include the maximum level of applied compaction pressure, the presence of a fluid in the reinforcement as the compaction proceeds, the number of layers of reinforcement used, etc. The conclusions of this study were obtained by reviewing and analysing published experimental data and through the realization of an experimental program. A series of observed parameters is defined and the evolution of these parameters with the imposed variations in processing parameters is discussed. The results presented in the first part of the thesis were included in a series of three journal papers.

In the second part of the thesis, quantities are introduced which allow the construction of geometric definitions of the reinforcements; such definitions are to be used for the calculation of mechanical and transport properties of the reinforcements. The quantities are defined at two levels, i.e. for the textiles and for the rovings. The quantities introduced at each level can be used independently for the calculation of diverse properties of the rovings, textiles, preforms and composite parts; however their joint utilization shall result in a complete definition of any given planar reinforcement. The quantities defined at the first level, for the textile, were identified by the author in the university of Nottingham during the delay between the completion of the experimental work reported in the first part of the thesis and the defense. This work, which is simpler, was the object of a series of two journal

papers that were accepted for publication. The main part of the work is briefly presented in the thesis as an introduction to the quantities which are defined for the rovings; however it is not intended as an integral part of the thesis. The analysis of the quantities defined at the second level, the level of the rovings, is original to this thesis. The second part of the thesis is concluded by a series of perspectives on the development, integration and implementation of the geometric quantities introduced.

The study of the compaction behavior of the reinforcements is motivated by the rapid evolution of the manufacturing processes for composite parts, and by the necessity to obtain tools allowing the complete and integrated simulation of all aspects of these processes. The first works in this area were made in a context of small-series production, the two manufacturing processes considered being closed-cavity molding for middle-sized parts produced for semi-structural applications, and autoclave consolidation of stacks of thin preimpregnated ribbons for large parts requiring higher levels of performance. One of the advantages of the first molding technique is the possibility to use low-cost equipment, consisting of shells reinforced by a secondary structure. Because of the low rigidity of such shells, the loads required to reach a desired fiber volume fraction must be precisely known. However the study of the effect of parameters such as the saturation of the reinforcements by a liquid, as well as the description of the physical phenomena defining the compaction behavior of the reinforcements, only present a limited direct interest for this process. In regard to studies on autoclave molding, the simple structure of the reinforcements considered, constituted of aligned fibers uniformly distributed in preimpregnated ribbons, eliminates the effects associated to the heterogeneity of textile structures; these reinforcements are considered as non-linear elastic materials for which the compaction properties are independent of the manufacturing parameters.

The mechanical properties of textile reinforcements nevertheless have a major impact on the kinetics of certain processes such as the injection-compression, infusion molding, or impregnation of textiles by calendaring. In the first case, the injection of the resin happens

prior to the compaction of the reinforcement; the behavior of the reinforcements is therefore altered by the presence of a fluid. In the second case, the final thickness of the laminate depends almost exclusively on the compaction behavior of the reinforcements, the pressure applied on the membrane being equilibrated by the reinforcements only at the end of the molding operation. Finally, in the third case, no restriction is imposed on the preimpregnated sheet's thickness at the exit of the calender. The viscosity of the resin being relatively low at this point, the final thickness of the sheet will depend on the creep shown by the reinforcements among other parameters.

The reinforcements used for the production of middle-sized series of parts are often assembled in preforms prior to the molding operation. A preform must respect certain criteria regarding the distribution and the orientation of the fibers in order for the produced part to offer an optimal response to the imposed loads, and for it to be exempt of defects such as resin-rich areas. The obtention of structural parts featuring high fiber volume fractions requires important levels of compaction to be applied on the preform. The rise in the fiber volume fraction resulting from compaction is by far superior to the one that can be obtained from in-plane shearing of the textiles; furthermore, in contrary to the compaction of the reinforcements which can be controlled, the levels of shearing are essentially dependent on the topology of the part. Consequently, the obtention of satisfactory preforms in which the layout of the fibers is controlled requires, among other information, the knowledge of the compaction behavior of the reinforcements. Finally, the geometry of the fiber networks constituting heterogeneous assemblies such as textile reinforcements occupies a central place in the definition of the manufacturing processes, not only in regard to the computation of the compaction properties and other mechanical properties of the fiber assemblies, but also because of its major influence on permeability values and other transport properties.

A general literature review is presented in chapter 1, and a general abstract of the thesis appears in chapter 2.

The effects of the maximum compaction pressure applied to the reinforcements, of the number of successively applied cycles, of the compaction rate, and of the number of layers used are identified from the analysis of published experimental results in chapter 3; a criteria allowing to distinguish specific behaviors of mats and woven reinforcements is established.

The results of a first experimental program structured toward the objectives of the thesis are presented in chapter 4. The investigated processing parameters are the number of layers of reinforcement, compaction rate, holding time, maximum applied pressure, number of successive cycles, and the immersion of the reinforcements in distilled H<sub>2</sub>O at room temperature. This program confirms the conclusions of the review of published results and demonstrates that the processing parameters having the strongest effect on the behaviors in compression and relaxation are not the same. These parameters are respectively the compaction rate and fluid saturation for relaxation, and the cycle number for compaction. The results of the experimental program show that the obtention of a lasting reorganization of the networks requires the successive applications and withdrawals of the compaction pressure; the reorganization that occurs during the relaxation at constant thickness failed to show visible effects on the mechanical properties measured on subsequent cycles.

The reorganization kinetics of heterogeneous networks is described in chapter 5, from the results of a second experimental program. The results demonstrate that the application of ten successive compaction cycles allows an important reduction of some resin-rich areas in the final parts, the majority of this reduction being obtained after five cycles. The reinforcements show an unstable behavior during the first ten cycles, this behavior being determined by lateral spreading of the rovings. After the first ten cycles, the properties of the assembly depend of the behavior at the contacts, as demonstrated by the experiments performed in three different media.

Chapter 6 presents some geometric quantities used to define woven, braided and warp-knitted textiles. The parameters defining the architecture of these textiles are introduced briefly, and some applications are discussed as an introduction the second part of the thesis. The single contact between two arbitrary, periodically crimped fibers is then analyzed following a statistical approach. The chapter ends with a discussion of the perspectives associated to the introduced quantities.

The thesis ends with a general conclusion.

## TABLE DES MATIÈRES

<b>DÉDICACE.....</b>	<b>iv</b>
<b>REMERCIEMENTS .....</b>	<b>v</b>
<b>RÉSUMÉ .....</b>	<b>vii</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>xii</b>
<b>LISTE DES TABLEAUX .....</b>	<b>xxi</b>
<b>LISTE DES FIGURES .....</b>	<b>xxii</b>
<b>LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS .....</b>	<b>xxx</b>
 <b>INTRODUCTION .....</b>	 <b>1</b>
 <b>CHAPITRE 1: REVUE DE LA LITTÉRATURE .....</b>	 <b>7</b>
1.1 Modèles du comportement mécanique en compaction d'assemblages	
homogènes de fibres d'orientations aléatoires ou arbitraires .....	7
1.1.1 Géométries initiales et modèles élastiques .....	7
1.1.2 Grandes déformations et glissements aux contacts .....	20
1.1.3 Méthodes d'énergie .....	30
1.2 Modèles du comportement mécanique en compaction de renforts utilisés	
pour la production de pièces composites .....	32
1.2.1 Les modèles de réseaux de fibres parallèles lubrifiées de Gutowski .....	32
1.2.2 Le modèle de réseaux de fibres parallèles sèches de Simacek et	
Karbhari .....	38
1.2.3 Le modèle de compaction de Batch et Macosko.....	41
1.2.4 Modèles empiriques de la compaction et de la relaxation.....	44
1.2.5 Le modèle de réseaux de fibres parallèles de McBride.....	45
1.2.6 Le modèle de compaction de textiles tissés de Chen et Chou.....	49

1.3	Modèles du comportement mécanique en traction, flexion et cisaillement de textiles tissés .....	52
<b>CHAPITRE 2: SYNTHÈSE .....</b>		<b>59</b>
<b>PRÉSENTATION DU CHAPITRE 3 .....</b>		<b>71</b>
<b>CHAPITRE 3: COMPACTION OF TEXTILE REINFORCEMENTS FOR COMPOSITES MANUFACTURING: I - REVIEW OF EXPERIMENTAL RESULTS .....</b>		<b>72</b>
3.1	Abstract .....	72
3.2	Introduction .....	73
3.3	Analytical compaction models .....	74
3.4	Experimental curves and parameters .....	79
3.5	Results .....	82
3.6	Discussion .....	89
3.7	Conclusion .....	93
3.8	References .....	94
3.9	Tables .....	102
3.10	Figures .....	119
<b>PRÉSENTATION DU CHAPITRE 4 .....</b>		<b>132</b>
<b>CHAPITRE 4: COMPACTION OF TEXTILE REINFORCEMENTS FOR COMPOSITES MANUFACTURING: II - COMPACTION AND RELAXATION OF DRY AND H<sub>2</sub>O-SATURATED WOVEN REINFORCEMENTS .....</b>		<b>133</b>
4.1	Abstract .....	133
4.2	Introduction .....	134
4.3	Experimental .....	136
4.3.1	Textile reinforcements .....	136

4.3.2	Apparatus .....	138
4.3.3	Experimental modalities and observed parameters .....	139
4.4	Results .....	141
4.4.1	Effects of the processing parameters on observed parameters $A$ , $B$ , $M$ and $v_{f,max}$ .....	144
4.4.2	Effects of the processing parameters on observed parameters $C$ , $D$ , $P_{300}$ , $E_I$ and $E_L$ .....	147
4.4.3	Interactions and other results .....	149
4.5	Discussion .....	150
4.6	Conclusion .....	153
4.7	References .....	154
4.8	Tables .....	160
4.9	Figures .....	167
<b>PRÉSENTATION DU CHAPITRE 5 .....</b>		<b>177</b>
<b>CHAPITRE 5: COMPACTION OF TEXTILE REINFORCEMENTS FOR COMPOSITES MANUFACTURING: III - REORGANIZATION OF THE FIBER NETWORK .....</b>		<b>178</b>
5.1	Abstract .....	178
5.2	Introduction .....	178
5.3	Experimental .....	182
5.3.1	Experimental programs .....	182
5.3.2	Textile reinforcements .....	183
5.4	Apparatus .....	184
5.5	Results .....	185
5.5.1	First series of tests: compaction cycles applied to dry reinforcements .....	185
5.5.2	Second series of tests: compaction cycles applied to saturated reinforcements .....	188



5.5.3	Third series of tests: evaluation of the damage resulting from compaction extile reinforcements .....	189
5.6	Discussion .....	190
5.7	Conclusion .....	194
5.8	References .....	194
5.9	Tables .....	197
5.10	Figures .....	202

## **CHAPITRE 6: MODÉLISATION GÉOMÉTRIQUE DES RENFORTS**

	<b>TEXTILES PLANS .....</b>	<b>225</b>
6.1	Introduction .....	225
6.2	Modélisation des architectures textiles .....	228
6.2.1	Objectifs, formalisme et critères .....	228
6.2.2	Paramètres définissant les structures tissés et tressés planes .....	229
6.2.3	Exemples: structures tissées .....	232
6.2.4	Paramètres définissant les structures non-entrelacées planes .....	234
6.2.5	Exemple: structure textile non-entrelacée plane .....	236
6.3	Modélisation du contact: approche statistique .....	237
6.3.1	Géométrie de la fibre simple et probabilités d'interférence .....	237
6.3.2	Le contact simple .....	243
6.4	Conclusion .....	247
6.5	Références .....	247
6.6	Tables .....	252
6.7	Figures .....	254

<b>CONCLUSION .....</b>	<b>291</b>
-------------------------	------------

<b>RÉFÉRENCES .....</b>	<b>294</b>
-------------------------	------------

## LISTE DES TABLEAUX

Table 3.1	Specifications of commercial reinforcements .....	102
Table 3.2	Compactions by P. Clerk, Y. Lemenn, R. Gauvin and F. Trochu .....	104
Table 3.3	Compactions by A. Kerachni and R. Gauvin .....	110
Table 3.4	Relaxations by A. Kerachni, Y. Lemenn, P. Clerk, R. Gauvin and F. Trochu .....	112
Table 3.5	Compactions by J. Knight and K. Jayaraman .....	115
Table 3.6	Compactions by Y.R. Kim, P. McCarthy and J.P. Fanucci .....	116
Table 3.7	Relaxations by Y.R. Kim, P. McCarthy and J.P. Fanucci .....	117
Table 3.8	Compactions by T.G. Gutowski et al. ....	117
Table 3.9	Representative rigidity $M$ and stiffening index $B$ for mats and woven materials .....	118
Table 4.1	Characteristics of textiles #1, #2 and #3 .....	160
Table 4.2	Experimental modalities for processing parameters .....	163
Table 4.3	Averages, minimum and maximum values, and standard deviations for observed parameters $A$ , $B$ , $M$ , $v_{f,max}$ , $C$ , $D$ , $P_{300}$ , $E_I$ and $E_L$ .....	164
Table 4.4	Interactions between the compaction rate $CR$ and fluid saturation $SAT$ on the pressure decay at ( $t=1$ s) $C$ and pressure ratio at ( $t=300$ s) $P_{300}$ .....	166
Table 5.1	Characteristics of textiles #1, #2, #3 and #4 .....	200
Table 5.2	Parameters used for the generation of compaction cycles .....	201
Table 6.1	Vecteurs représentant un textile tissé plan .....	252

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Mode de déformation dans le modèle de van Wyk (Lee, Carnaby, Carr et Moss, 1990) .....	9
Figure 1.2	Facteur de correction $\rho$ calculé par Stearn (1973) .....	11
Figure 1.3	Géométrie du réseau imparfait de fibres alignées de Postle, Ingham et Cox (1952) .....	13
Figure 1.4	Géométrie de l'assemblage homogène de fibres proposée par Komori et Makishima (1977) .....	14
Figure 1.5	Projections d'un segment de fibre selon trois axes orthogonaux (Lee et Lee, 1986) .....	18
Figure 1.6	Déplacement du point central d'un segment soumis à la charge $C_3$ (Lee et Lee, 1986) .....	20
Figure 1.7	Géométrie des éléments définissant un assemblage axisymétrique torsadé de fibres hélicoïdales (van Luijk, Carr et Carnaby, 1984a) .....	22
Figure 1.8	Assemblage orienté de fibres (Curiskis et Carnaby, 1985) .....	22
Figure 1.9	Forces aux contacts selon Carnaby et Pan (1989) .....	26
Figure 1.10	Résultats de Carnaby et Pan (1989) et de Lee et Lee (1986) .....	28
Figure 1.11	Géométrie des segments définie par Gutowski (1985) .....	33
Figure 1.12	Définition du volume prismatique utilisée par Cai et Gutowski (1992) ..	37
Figure 1.13	Compaction axiale d'assemblages homogènes (Cai et Gutowski, 1992) ...	38
Figure 1.14	Géométrie de Karbhari et Simacek (1996) .....	40
Figure 1.15	Géométrie du modèle de Batch et Macosko (1988) .....	41
Figure 1.16	Efforts sur l'élément de base du modèle de McBride (1997) .....	47
Figure 1.17	Géométrie de l'élément de base du modèle de McBride (1997) .....	47
Figure 1.18	Configuration des mèches proposée par Chen et Chou (1999) .....	51

Figure 1.19	Géométrie de la maille élémentaire de Leaf et Kandil (1980) pour le calcul des extensions dans le plan .....	53
Figure 1.20	Géométrie de la maille élémentaire de Leaf et Sheta (1984) pour le calcul du cisaillement initial dans le plan .....	54
Figure 1.21	Test de traction biaxiale de Matsudaira et Kawabata (1988a) .....	56
Figure 1.22	Forces dans le modèle de Matsudaira et Kawabata (1988b) .....	57
Figure 1.23	Schéma de l'appareil de mesure du comportement en rotation des contacts entre les mèches de la trame et de la chaîne, composante du système KES-F (Matsudaira et Kawabata, 1988c) .....	58
Figure 3.1	Reinforcement compaction in RTM manufacturing process .....	119
Figure 3.2	Geometry of van Wyk's analytical model (van Wyk, 1946) .....	119
Figure 3.3	Geometry of Komori and Makishima's analytical model (Komori et Makishima, 1977) .....	120
Figure 3.4	Geometry of Carnaby and Pan's slippage criterion (Carnaby et Pan, 1989) .....	120
Figure 3.5	Geometry of Gutowski's model (Gutowski, 1985) .....	121
Figure 3.6	Observed parameters for compaction curves .....	121
Figure 3.7	Observed parameters for relaxation curves .....	122
Figure 3.8	Experimental compaction curves - material EBX 936 .....	122
Figure 3.9	Experimental relaxation curves - material BTI C24 .....	123
Figure 3.10	Distribution of observed ratio ( $1/B$ ) - inverse of the stiffening index .....	123
Figure 3.11	Representative rigidity $M$ - material EBX 936 .....	124
Figure 3.12	Initial fiber volume fraction $A$ - material EBX 936 .....	124
Figure 3.13	Stiffening index $B$ - material EBX 936 .....	125
Figure 3.14	Representative fiber volume fraction $Rv_f$ - material EBX 936 .....	125
Figure 3.15	Representative rigidity $M$ - material OCF 8610 .....	126
Figure 3.16	Initial fiber volume fraction $A$ - material OCF 8610 .....	126
Figure 3.17	Stiffening index $B$ - material OCF 8610 ....	127

Figure 3.18	Initial fiber volume fraction $A$ - I: OCF 8610; II: NICO 758; III: Vetrotex U101; IV: Vetrotex U814 .....	127
Figure 3.19	Stiffening index $B$ - I: OCF8610; II: NICO 758; III: Vetrotex U101; IV: Vetrotex U814 .....	128
Figure 3.20	Pressure decay $P_{300}$ - I: OCF 8610; II: NICO 758; III: Vetrotex U812; IV: NCS 81053 .....	128
Figure 3.21	Pressure decay $P_{300}$ - I: Initially applied pressure rises from left to right II: Compaction speed rises from left to right; III: Number of layers rises from left to right .....	129
Figure 3.22	Variability of observed parameters $M$ and $B$ .....	129
Figure 3.23	Representative rigidity $M$ - curves by Knight and Jayaraman - I: Compaction at 25.4 mm/min; II: Compaction at 50.4 mm/min .....	130
Figure 3.24	Variation of observed parameters $M$ , $A$ , $B$ and $Rv_f$ as the number of layers is doubled for woven materials .....	130
Figure 3.25	Variation of observed parameters $M$ , $A$ and $B$ as the number of layers is doubled for random mats .....	131
Figure 3.26	Variation of observed parameters $M$ , $A$ , $B$ and $Rv_f$ from compaction cycle 1 to cycle 2 for woven materials and random mats .....	131
Figure 4.1	Schematic view of the different levels of organization of the fibers in a stack of textile reinforcements .....	167
Figure 4.2	Schematic view of the structure of textile #1 (Bay Mills "Style 196") .....	167
Figure 4.3	Schematic view of the structure of textile #2 (Bay Mills "Style 154") .....	168
Figure 4.4	Schematic view of the structure of textile #3 (JB Martin 82001 A") .....	168
Figure 4.5	Total applied pressure $P_t$ , compaction pressure $P$ and fluid pressure $P_f$ generated during the compaction of a saturated reinforcement stack .....	169
Figure 4.6	Experimental apparatus .....	169
Figure 4.7	Definition of the representative rigidity $M$ and maximum fiber volume fraction $v_{f,max}$ .....	170
Figure 4.8	Definition of the pressure ratio at ( $t = 300$ s) $P_{300}$ .....	170

Figure 4.9	Variation of the initial fiber volume fraction $A$ with the number of layers $NOL$ , compaction rate $CR$ , maximum applied pressure $P_{max}$ , holding time $t_{hold}$ , cycle number $CN$ and saturation $SAT$ .....	171
Figure 4.10	Variation of the stiffening index $B$ with the number of layers $NOL$ , compaction rate $CR$ , maximum applied pressure $P_{max}$ , holding time $t_{hold}$ , cycle number $CN$ and saturation $SAT$ .....	171
Figure 4.11	Variation of the representative rigidity $M$ with the number of layers $NOL$ , compaction rate $CR$ , maximum applied pressure $P_{max}$ , holding time $t_{hold}$ , cycle number $CN$ and saturation $SAT$ .....	172
Figure 4.12	Variation of the maximum fiber volume fraction $v_{f,max}$ with the number of layers $NOL$ , compaction rate $CR$ , maximum applied pressure $P_{max}$ , holding time $t_{hold}$ , cycle number $CN$ and saturation $SAT$ .....	172
Figure 4.13	Variation of the pressure decay at ( $t = 1$ s) $C$ with the number of layers $NOL$ , compaction rate $CR$ , maximum applied pressure $P_{max}$ , holding time $t_{hold}$ , cycle number $CN$ and saturation $SAT$ .....	173
Figure 4.14	Variation of the relaxation index $D$ with the number of layers $NOL$ , compaction rate $CR$ , maximum applied pressure $P_{max}$ , holding time $t_{hold}$ , cycle number $CN$ and saturation $SAT$ .....	173
Figure 4.15	Variation of the pressure ratio at ( $t = 300$ s) $P_{300}$ with the number of layers $NOL$ , compaction rate $CR$ , maximum applied pressure $P_{max}$ , holding time $t_{hold}$ , cycle number $CN$ and saturation $SAT$ .....	174
Figure 4.16	Variation of the compaction energy $E_l$ with with the number of layers $NOL$ , compaction rate $CR$ , maximum applied pressure $P_{max}$ , holding time $t_{hold}$ , cycle number $CN$ and saturation $SAT$ .....	174
Figure 4.17	Variation of the energy loss $E_L$ with the number of layers $NOL$ , compaction rate $CR$ , maximum applied pressure $P_{max}$ , cycle number $CN$ and saturation $SAT$ .....	175
Figure 4.18	Evolution of the pressure decay at ( $t = 1$ s) $C$ with the compaction rate $CR$ and saturation $SAT$ .....	175

Figure 4.19	Evolution of the initial fiber volume fraction $A$ with the maximum applied pressure $P_{max}$ and cycle number $CN$ .....	176
Figure 4.20	Evolution of the representative rigidity $M$ with the maximum applied pressure $P_{max}$ and cycle number $CN$ .....	176
Figure 5.1	Schematic view of textile #1 (Owens Corning 24 oz Plain Weave) .....	202
Figure 5.2	Schematic view of textile #2 (Brunswick Technologies "C24") .....	202
Figure 5.3	Schematic view of textile #3 (JB Martin "81053 A") .....	203
Figure 5.4	Schematic view of textile #4 (Bay Mills "Style 197") .....	203
Figure 5.5	Experimental apparatus for compression tests .....	204
Figure 5.6	Experimental apparatus, compression for subsequent traction tests on rovings .....	204
Figure 5.7	Typical $(v_f, P)$ curves, cycles 1, 11, 21, 31, 41 and 51, 1.0 MPa maximum applied compaction pressure, textile #1 .....	205
Figure 5.8	Typical $(v_f, P)$ curves, cycles 1, 11, 21, 31, 41 and 51, 1.0 MPa maximum applied compaction pressure, textile #4 .....	205
Figure 5.9	Structure of textile #1, initial state, 15x magnification .....	206
Figure 5.10	Structure of textile #1 after 51 cycles at 1.0 MPa maximum applied pressure, 15x magnification .....	207
Figure 5.11	Structure of textile #2, initial state, 15x magnification .....	208
Figure 5.12	Structure of textile #2 after 51 cycles at 1.0 MPa maximum applied pressure, 15x magnification .....	209
Figure 5.13	Structure of textile #3, initial state, 22x magnification .....	210
Figure 5.14	Structure of textile #3 after 51 cycles at 1.0 MPa maximum applied pressure, 22x magnification .....	211
Figure 5.15	Maximum fiber volume fraction $v_{f,max}$ as a function of the cycle number, 1.0, 2.0 and 3.0 MPa maximum applied pressure, textile #1 .....	212
Figure 5.16	Maximum fiber volume fraction $v_{f,max}$ as a function of the cycle number, 1.0, 2.0 and 3.0 MPa maximum applied pressure, textile #2 .....	212

Figure 5.17	Maximum fiber volume fraction $v_{f,max}$ as a function of the cycle number, 1.0, 2.0 and 3.0 MPa maximum applied pressure, textile #3 .....	213
Figure 5.18	Maximum fiber volume fraction $v_{f,max}$ as a function of the cycle number, 1.0, 2.0 and 3.0 MPa maximum applied pressure, textile #4 .....	213
Figure 5.19	Structure of textile #3, reinforcement used at initial state, 56.0 % fiber volume fraction, 50x magnification .....	214
Figure 5.20	Structure of textile #3, reinforcement used after 51 compaction cycles at 1.0 MPa maximum applied pressure at initial state, 56.0 % fiber volume fraction, 50x magnification .....	215
Figure 5.21	Energy loss as a function of the cycle number, textiles #1, #2, #3 and #4, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry .....	216
Figure 5.22	Energy loss as a function of the cycle number, textile #1, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry, H <sub>2</sub> O -saturated and silicon oil -saturated (Polydimethylsiloxane, Dow Corning 200 fluid, 100 cSt) .....	216
Figure 5.23	Energy loss as a function of the cycle number, textile #2, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry, H <sub>2</sub> O -saturated and silicon oil -saturated (Polydimethylsiloxane, Dow Corning 200 fluid, 100 cSt) .....	217
Figure 5.24	Energy loss as a function of the cycle number, textile #3, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry, H <sub>2</sub> O -saturated and silicon oil -saturated (Polydimethylsiloxane, Dow Corning 200 fluid, 100 cSt) .....	217
Figure 5.25	Energy loss as a function of the cycle number, textile #4, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry, H <sub>2</sub> O -saturated and silicon oil -saturated (Polydimethylsiloxane, Dow Corning 200 fluid, 100 cSt) .....	218
Figure 5.26	Evolution of the ratio of the roving's ultimate strength in tension to the roving's initial ultimate strength, 2.0, 5.0 and 10.0 MPa, rovings from textile #1 .....	218
Figure 5.27	Evolution of the ratio of the roving's ultimate strength in tension to the roving's initial ultimate strength, 2.0, 5.0 and 10.0 MPa, rovings from textile #2 .....	219



Figure 5.28	Evolution of the ratio of the roving's ultimate strength in tension to the roving's initial ultimate strength, 2.0, 5.0 and 10.0 MPa, rovings from textile #3 .....	219
Figure 5.29	Polyester terephthalate stitch fibers extracted from textile #3, pristine state .....	220
Figure 5.30	Polyester terephthalate stitch fibers extracted from a sample of textile #3 compacted once at 1.0 MPa .....	221
Figure 5.31	Polyester terephthalate stitch fibers extracted from a sample of textile #3 compacted once at 1.0 MPa .....	222
Figure 5.32	Section of a model reinforcement layer .....	223
Figure 5.33	Generated compaction cycles .....	224
Figure 6.1	Échelles de définition géométrique des préformes .....	254
Figure 6.2	Représentations vectorielles de structures textiles .....	255
Figure 6.3	Paramètres définissant les structures tissées planes .....	256
Figure 6.4	Exemple, vecteur $WP (C_p, C_t)$ .....	257
Figure 6.5	Paramètres définissant les structures tressées planes .....	258
Figure 6.6	Exemple, cellule de base d'un textile tissé .....	259
Figure 6.7	Vecteurs $WP (C_p, C_t)$ pour un textile tissé .....	260
Figure 6.8	Plis tissés superposés à $30^\circ$ .....	261
Figure 6.9	Domaines de présence de mèches provenant de deux plis (a) et d'un seul pli (b); domaine d'absence de mèches (c) .....	262
Figure 6.10	Valeurs locales de l'épaisseur des plis .....	263
Figure 6.11	Hauteur libre .....	264
Figure 6.12	Structure textile non-entrelacée plane assemblée par un fil cousu .....	265
Figure 6.13	Images initiale et générée d'un textile non-entrelacé .....	266
Figure 6.14	Distance aux éléments textiles sur trois plans .....	267
Figure 6.15	Fibre simple $i$ .....	268
Figure 6.16	Particule sur une trajectoire radiale vers l'axe moyen .....	268
Figure 6.17	Cas de contact décrit par l'équation 6.14a .....	269

Figure 6.18	Cas de contact décrit par l'équation 6.14b .....	269
Figure 6.19	Cas de contact décrit par l'équation 6.14c .....	270
Figure 6.20	Cas de contact décrit par l'équation 6.14d .....	270
Figure 6.21	Probabilités d'interférence $PI(i, r_i, z_i)$ pour une fonction d'ondulation sinusoïdale avec $d = 0.000010$ m et $a_o = 0.000005$ m, $0.000010$ m, $0.000020$ m ( $lf = 0.001$ m) .....	271
Figure 6.22	Probabilités d'interférence $PI(i, r_i, z_i)$ pour une fonction d'ondulation sinusoïdale avec $d = 0.000015$ m et $a_o = 0.000005$ m, $0.000010$ m, $0.000020$ m ( $lf = 0.001$ m) .....	272
Figure 6.23	Probabilités d'interférence $PI(i, r_i, z_i)$ pour une fonction d'ondulation sinusoïdale avec $d = 0.000020$ m et $a_o = 0.000005$ m, $0.000010$ m, $0.000020$ m ( $lf = 0.001$ m) .....	273
Figure 6.24	Probabilités d'interférence $PI(i, r_i, z_i)$ pour une fonction d'ondulation triangulaire avec $d = 0.000010$ m et $a_o = 0.000005$ m, $0.000010$ m, $0.000020$ m ( $lf = 0.001$ m) .....	274
Figure 6.25	Probabilités d'interférence $PI(i, r_i, z_i)$ pour une fonction d'ondulation triangulaire avec $d = 0.000015$ m et $a_o = 0.000005$ m, $0.000010$ m, $0.000020$ m ( $lf = 0.001$ m) .....	275
Figure 6.26	Probabilités d'interférence $PI(i, r_i, z_i)$ pour une fonction d'ondulation triangulaire avec $d = 0.000020$ m et $a_o = 0.000005$ m, $0.000010$ m, $0.000020$ m ( $lf = 0.001$ m) .....	276
Figure 6.27	Probabilités d'interférence $PI(i, r_i, z_i)$ pour une fonction d'ondulation carrée avec $d = 0.000010$ m et $a_o = 0.000005$ m, $0.000010$ m, $0.000020$ m ( $lf = 0.001$ m) .....	277
Figure 6.28	Probabilités d'interférence $PI(i, r_i, z_i)$ pour une fonction d'ondulation carrée avec $d = 0.000015$ m et $a_o = 0.000005$ m, $0.000010$ m, $0.000020$ m ( $lf = 0.001$ m) .....	278
Figure 6.29	Probabilités d'interférence $PI(i, r_i, z_i)$ pour une fonction d'ondulation carrée avec $d = 0.000020$ m et $a_o = 0.000005$ m, $0.000010$ m,	

	0.000020 m ( $lf = 0.001$ m) .....	279
Figure 6.30	Probabilités moyennes d'interférence $PA(i, r_i)$ pour une fonction d'ondulation sinusoïdale ( $lf = 0.001$ m); coordonnées réelles et normalisées .....	280
Figure 6.31	Probabilités moyennes d'interférence $PA(i, r_i)$ pour une fonction d'ondulation triangulaire ( $lf = 0.001$ m); coordonnées réelles et normalisées .....	281
Figure 6.32	Probabilités moyennes d'interférence $PA(i, r_i)$ pour une fonction d'ondulation carrée ( $lf = 0.001$ m); coordonnées réelles et normalisées ....	282
Figure 6.33	Distances $D_{i,ii}$ minimale et maximale séparant les axes moyens de deux fibres en contact .....	283
Figure 6.34	Domaine d'intersection $DI$ .....	283
Figure 6.35	Distribution de $PC(x, y)$ pour une fonction d'ondulation sinusoïdale avec $a_o = 0.000010$ m et $d = 0.000010$ m .....	284
Figure 6.36	Distribution de $PC(x, y)$ pour une fonction d'ondulation triangulaire avec $a_o = 0.000010$ m et $d = 0.000010$ m .....	285
Figure 6.37	Distribution de $PC(x, y)$ pour une fonction d'ondulation carrée avec $a_o = 0.000010$ m et $d = 0.000010$ m .....	286
Figure 6.38	Contact typique entre deux sections .....	287
Figure 6.39	Distribution cumulative de la probabilité de contact $PG$ ; effet de la fonction d'ondulation .....	288
Figure 6.40	Distribution cumulative de la probabilité de contact $PG$ ; effet de l'amplitude .....	288
Figure 6.41	Distribution cumulative de la probabilité de contact $PG$ ; effet du diamètre .....	289
Figure 6.42	Distribution de la probabilité de contact $PG$ ; effet de la fonction d'ondulation .....	289
Figure 6.43	Distribution de la probabilité de contact $PG$ ; effet de l'amplitude .....	290
Figure 6.44	Distribution de la probabilité de contact $PG$ ; effet du diamètre .....	290

## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

$A$	Fraction volumique de fibres initiale, paramètre du modèle $v_f = A \cdot P^B$ , ajusté numériquement
$a_t$	Amplitude des fibres chargées
$a_o$	Amplitude des fibres non-chargées
$B$	Index de raidissement, paramètre du modèle $v_f = A \cdot P^B$ , ajusté numériquement
$b$	Longueur de segment entre deux contacts successifs
$b_c$	Longueur moyenne entre deux contacts stables successifs, modèle de Carnaby et Pan
$b_j$	Longueur moyenne des projections des segments de fibres selon trois axes orthogonaux ; $j = 1, 2, 3$
$BP(Cw, Cc)$	Vecteurs définissant l'entrelacement des textiles tressés
$C$	Diminution de la pression de compaction à ( $t=1$ s), paramètre du modèle $(P / P_o) = 1 - C \cdot t^{(1/D)}$ , ajusté numériquement
$Cc$	Identificateurs des points de superposition selon les mèches anti-horaires d'un textile tissé
$c(i, z_i)$	Fonction d'ondulation des fibres périodiques
$C_j$	Force moyenne par contact, modèle de Lee et Lee ; $j = 1, 2, 3$
$C_{jn}$	Amplitude de la composante de $C_j$ normale au plan osculateur, modèle de Carnaby et Pan
$C_{jp}$	Amplitude de la composante de $C_j$ tangentielle au plan osculateur, modèle de Carnaby et Pan
$CN$	Numéro de cycle
$Cp$	Identificateurs des points de superposition selon la trame d'un textile tissé.
$CR$	Vitesse de compaction

$C_s$	Amplitude de la force aux points de contacts glissants, modèle de Carnaby et Pan
$[C_T]$	Matrice de souplesse tangentielle, Curiskis et Carnaby
$C_t$	Identificateurs des points de superposition selon la chaîne d'un textile tissé
$C_w$	Identificateurs des points de superposition selon les mèches horaires d'un textile tissé
$c_1$	Hauteur de l'arche, modèle de Gutowski
$D$	Indice de relaxation, paramètre du modèle $(P / P_o) = 1 - C \cdot t^{(1/D)}$ , ajusté numériquement
$d$	Diamètre des fibres
$DI$	Domaine d'intersection
$D_{i,ii}$	Distance séparant les axes moyens des axes $i$ et $ii$
$dp_i$	Diamètre du domaine de présence des fibres
$E$	Module d'Young
$E_{aL}$	Module longitudinal de l'assemblage
$E_{aT}$	Module transverse de l'assemblage
$E_{jj}$	Modules initiaux de l'assemblage, modèle de Lee et Lee ; $j = 1, 2, 3$
$E_L$	Pourcentage de perte d'énergie
$E_i$	Énergie de compaction
$f$	Force tangentielle au contact, modèle de Postle, Ingham et Cox
$h$	Hauteur d'un assemblage de fibres Hauteur du volume prismatique, modèle de Gutowski
$I$	Moyenne de la fonction $J(\theta, \phi)$ pour un assemblage
$I_c$	Moyenne de la fonction $J_c(\theta, \phi)$ pour un assemblage de segments stables
$J(\theta, \phi)$	Moyenne des sinus des angles définis entre le segment d'orientation $(\theta, \phi)$ et les autres segments formant un assemblage
$J_c(\theta, \phi)$	Moyenne des sinus des angles définis entre le segment stable d'orientation $(\theta, \phi)$ et les autres segments stables formant un assemblage

$K$	Perméabilité, équation de Darcy
$k$	Constante de proportionalité de la relation de van Wyk
$K_j$	Projections de la fonction $\Omega(\theta, \phi)$ , modèle de Lee et Lee
$KS(Ld)$	Vecteur décrivant la trajectoire des fils dans un textile cousu
$L$	Longueur totale des fibres contenues dans $V$ , modèle de Lee et Lee
	Longueur du volume prismatique, modèle de Gutowski
$l$	Longueur totale de fibres
$Ld$	Identificateurs des niveaux de fils dans un textile cousu
$lf$	Longueur d'onde des fibres périodiques
$LN$	Nombre de niveaux de mèches dans un textile tissé
$LOI$	Perte par combustion (Loss on ignition)
$LP$	Nombre de niveaux de mèches dans un textile tressé
$Lw$	Identificateurs des niveaux de mèches dans un textile cousu
$l_1$	Longueur des segments, modèle de Gutowski
$M$	Rigidité représentative
$m$	Longueur des contacts linéaires du modèle de compaction de Batch et Macosko
$m_g$	Masse de verre
$M_{jk}$	Moyenne du produit de deux projections, modèle de Lee et Lee ; $j, k = 1, 2, 3$
$M_1$	Masse avant combustion
$M_2$	Masse après combustion
$N$	Nombre de segments contenus dans $V$ , modèle de Komori et Makishima
$n$	Nombre total de contacts dans un assemblage
$n_j$	Nombre de contacts dans le plan normal à la direction $j$ , modèle de Lee et Lee ; $j = 1, 2, 3$
$NLd$	Nombre de niveaux de fils dans un textile cousu
$NLw$	Nombre de niveaux de mèches dans un textile cousu
$n_l$	Nombre de contacts par unité de longueur de fibre

$NOL$	Nombre de couches
$n_v$	Nombre de contacts par unité de volume
$n_v'$	Nombre de contacts par unité de volume de l'assemblage anisotrope, modèle de Stearn
$n_v''$	Nombre de contacts par unité de volume de l'assemblage isotrope, modèle de Stearn
$P$	Pression de compaction
$p$	Force normale moyenne au contact par unité de longueur de fibre, modèle de Cox
$PA(i, r_i)$	Probabilité moyenne d'interférence
$PC(x, y)$	Probabilité jointe d'interférence
$P_f$	Pression d'un fluide
$PG$	Probabilité de contact entre deux fibres
$PI(i, r_i, z_i)$	Probabilité d'interférence
$P_j$	Pression de compaction appliquée selon la direction $j$ , modèle de Lee et Lee ; $j = 1, 2, 3$
$P_m, P_{max}$	Pression de compaction maximale imposée
$P_o$	Pression de compaction initiale
$P_t$	Pression totale appliquée au renfort saturé
$P_{300}$	Diminution de la pression de compaction à ( $t=300$ s)
$q$	Angle d'hélice, modèle de Djaja, Moss, Carr, Carnaby et Lee
$RCc$	Nombre de mèches anti-horaires contenues dans chaque niveau d'un textile tressé
$RCI$	Nombre de mèches longitudinales contenues dans chaque niveau d'un textile tressé
$RCp$	Nombre de points de superposition selon la trame d'un textile tissé
$RCt$	Nombre de points de superposition selon la chaîne d'un textile tissé
$r_i$	Position radiale
$RLc$	Nombre de niveaux de mèches anti-horaires dans un textile tressé

$RLl$	Nombre de niveaux de mèches longitudinales dans un textile tressé
$RLp$	Nombre de niveaux de mèches orientées selon la trame d'un textile tissé
$RLt$	Nombre de niveaux de mèches orientées selon la chaîne d'un textile tissé
$RLw$	Nombre de niveaux de mèches horaires dans un textile tressé
$Rv_f$	Fraction volumique de fibres représentative
$SAT$	Saturation du renfort
$T$	Épaisseur d'un renfort
$t$	Temps
$t_{hold}$	Temps de maintien
$TI$	Vecteur décrivant l'entrelacement des mèches dans un textile cousu
$TO$	Vecteur décrivant l'orientation des mèches dans un textile cousu
$t_r$	Temps de relaxation
$TT$	Vecteur décrivant le type des mèches dans un textile cousu
$t_1$	Tenseur des contraintes de cisaillement définies dans le plan transverse, modèle de Simacek et Karbhari
$t_2$	Tenseur des contraintes de cisaillement définies dans deux plans orthogonaux incluant l'axe des $x$ , modèle de Simacek et Karbhari
$U$	Énergie de déformation
$V$	Volume total d'un assemblage de fibres
$v$	Vitesse d'écoulement d'un fluide, équations de Darcy et de Forchheimer
$v_a$	Fraction volumique de fibres maximale
$v_f$	Fraction volumique de fibres
$V_g$	Volume des fibres de verre
$V_o$	Volume initial d'un assemblage de fibres
$v_o$	Fraction volumique de fibres initiale
$V_p$	Volume du parallélépipède, modèle de Komori et Makishima
$V_t$	Volume total
$WF$	Charge requise pour retirer une fibre d'un assemblage de fibres parallèles, modèle de Grosberg et Smith



$WF_o$	Force constante d'amplitude finie, modèle de Grosberg et Smith
$WP(Cp, Ct)$	Vecteurs définissant l'entrelacement des textiles tissés
$Z$	Constante de la loi de friction, modèle de Postle, Ingham et Cox

### Symboles grecs

$\alpha$	Perméabilité réciproque, équation de Forchheimer
$\beta$	Paramètre inertiel, équation de Forchheimer
	Rapport de la longueur des volumes à leur hauteur, modèle de Gutowski
$\delta$	Incrément d'une quantité
$\delta_{jk}$	Composante de déplacement en flexion du point central d'un segment, dans la direction $k$ , résultant de l'application la force au contact $C_j$ modèle de Lee et Lee; $j, k = 1, 2, 3$
$\varepsilon$	Déformation axiale
$\varepsilon_b$	Déformation latérale, modèle de Simacek et Karbhari
$\varepsilon_o$	Déformation axiale initiale
$\varphi_c$	Inclinaison par rapport à la direction de compaction, modèle de Stearn
$\mathcal{G}$	Facteur de correction, modèle de Stearn
$\gamma_i$	Orientation de la fibre $i$
$\eta_i$	Déphasage de la fibre $i$
$\varsigma$	Rapport de compaction, modèle de Stearn
$\lambda$	Longueur des segments, modèle de Komori et Makishima
$\Omega(\theta, \phi)$	Fonction de distribution des orientations de segments dans le référentiel polaire $(\theta, \phi)$
$\theta$	Angle polaire dans les référentiels polaire et cylindrique
$\theta_c$	Angle polaire critique, critère de glissement du modèle de Carnaby et Pan

$\theta_c$	Angle polaire critique, critère de distinction de comportement, modèle de Lee, Carnaby et Tandon
$\theta_o$	Limite sur $\theta$ , modèle de Postle, Ingham et Cox
$\phi$	Angle azimuthal
$\rho$	Densité
$\sigma$	Contrainte axiale
$\sigma_b$	Contrainte latérale, modèle de Simacek et Karbhari
$\sigma_o$	Contrainte axiale initiale
$\tau$	Temps caractéristique, modèles empiriques de relaxation
$\mu$	Coefficient de friction, modèle de Postle, Ingham et Cox Viscosité absolue, loi de Darcy
$\nu$	Coefficient de Poisson de l'assemblage
$\nu_{jk}$	Coefficients de Poisson initiaux de l'assemblage, modèle de Lee et Lee; $j, k = 1, 2, 3$
$\omega$	Moyenne des cosinus, modèle de Postle, Ingham et Cox
$\chi$	Angle défini entre les axes des segments de fibre A et B, modèle de Komori et Makishima
$\xi(\varphi_d)$	Fonction de distribution des orientations des segments, modèle de Stearn

## INTRODUCTION

L'utilisation des matériaux composites à matrice polymère et renforts textiles connaît, depuis quelques dizaines d'années, un essor remarquable. D'abord principalement utilisés dans le cadre d'applications aérospatiales en raison de leurs propriétés spécifiques élevées, ces matériaux ont ensuite investi l'industrie de la fabrication des véhicules automobiles. Dans ce cas, le faible coût de l'équipement de production associé à la grande flexibilité permise par les matériaux composites au niveau de la géométrie des pièces produites rendent ces matériaux particulièrement attrayants pour la production de pièces de carrosserie de véhicules spécialisés produits en faibles séries. Toutefois, l'augmentation du nombre d'applications des matériaux composites dans l'industrie automobile comme dans d'autres secteurs d'activités implique toujours plus de situations de production où ces facteurs deviennent progressivement moins déterminants. Pour que les composites conservent leur avantage concurrentiel, les procédés de fabrication devront conséquemment être de plus en plus efficaces. Dans ce contexte, d'importants efforts sont consacrés au développement de nouveaux procédés de fabrication des pièces composites, à l'amélioration des procédés existants, ainsi qu'à l'élaboration d'outils de simulation plus versatiles et performants. Ainsi, des résultats tangibles ont notamment été obtenus au niveau de la prédiction des écoulements en milieux poreux; également, une quantité d'information appréciable concernant la caractérisation en perméabilité des renforts textiles a été colligée et une solide connaissance du phénomène a pu être établie. Enfin, les phénomènes d'échange thermique et les réactions chimiques ayant cours lors de la fabrication des pièces ont fait l'objet de nombreux travaux théoriques et expérimentaux.

Si les phénomènes d'écoulement et les réactions chimiques ayant cours lors de la fabrication de pièces composites ont fait l'objet d'études approfondies et ont pu être simulés avec succès, l'obtention d'une meilleure connaissance des autres aspects de ces

procédés présente un intérêt certain, puisqu'elle ouvre potentiellement la voie à l'utilisation du plein potentiel des outils et compétences déjà disponibles. Ainsi, dans le cas du moulage RTM, le concepteur devrait idéalement avoir la possibilité de simuler le drapage des moules par les renforts textiles, tendus ou non, de déduire l'orientation et la distribution des fibres obtenues à l'intérieur du moule une fois celui-ci fermé, de calculer les perméabilités locales du renfort, et enfin d'obtenir une évaluation des propriétés finales des pièces produites. Tous ces aspects de la simulation du procédé requièrent une connaissance adéquate du comportement mécanique et de la géométrie des renforts.

Le comportement mécanique des renforts textiles observé lors des opérations de drapage des moules et de fabrication des préformes, l'évolution de la position et de l'orientation des fibres au cours des opérations de production des pièces composites, ainsi que l'influence des différents paramètres du procédé sur la géométrie des renforts demeurent relativement peu connus en comparaison des autres aspects cités précédemment.

Une série de représentations géométriques des assemblages homogènes de fibres a été établie, et les principaux mécanismes desquels découlent les divers modes de déformation des textiles ainsi que leurs propriétés mécaniques particulières ont été identifiés. Certaines lois constitutives de comportement d'éléments de réseaux homogènes de fibres ont été proposées pour des cas d'assemblages précis, de même que les procédures de mise à jour de ces lois en fonction des déformations et contraintes imposées aux réseaux.

D'autre part, une série de modèles des propriétés mécaniques en traction, flexion et cisaillement des mailles élémentaires de textiles tissés composés de fibres rigides ou élastiques a été publiée; dans ces modèles les textiles sont représentés par des assemblages de poutres rigidement liées, ces poutres correspondant aux mèches dont le textile est constitué. La complexité des méthodes de solution ainsi que le niveau d'approximation général de ces modèles dépend évidemment des hypothèses posées; les

modèles les plus simples sont basés sur le calcul de l'énergie de déformation des poutres dans le domaine des faibles déformations, les diverses rigidités des poutres étant mesurées, approximées, ou ajustées aux résultats expérimentaux. La plupart de ces modèles demeurent toutefois très approximatifs. Les seuls modèles de prédiction des propriétés mécaniques donnant des résultats satisfaisants ont été développés pour le cas de la compaction des assemblages homogènes de fibres alignées; dans ces modèles, une valeur unique de la contrainte normale à la direction principale est utilisée, et le glissement relatifs des fibres à leurs points de contact n'est pas considéré.

Par ailleurs, un nombre limité de modélisations du comportement mécanique de structures textiles par la méthode des éléments finis ont été publiées. Dans tous les cas, le textile est représenté par des éléments bidimensionnels permettant les grandes déformations. Si l'utilisation de ces éléments permet potentiellement, par exemple, de simuler le drapage de moules par un textile maintenu dans un cadre (technique du "pinching frame"), elles ne semblent cependant pas permettre le calcul direct de l'évolution de la fraction volumique locale de ces renforts, calcul qui ouvrirait la voie à la détermination de la perméabilité locale des préformes et qui présenterait donc énormément d'intérêt. La simulation par éléments finis du comportement mécanique des textiles utilisant les éléments plans présente déjà en elle-même un certain niveau de complexité, en raison de la présence combinée de grandes déformations et de la définition des propriétés constitutives du matériau, qui doivent obligatoirement être indépendantes du référentiel d'observation utilisé, selon un référentiel lié au textile, et donc déformable. De plus, l'obtention même de lois constitutives représentant les structures textiles planes les plus simples pose problème, certains auteurs considérant le cisaillement dans le plan comme le seul mode de déformation devant être pris en compte, tandis que d'autres auteurs posent que l'énergie de déformation associée à ce mode de déformation est négligeable. La modélisation du comportement des textiles par la méthode des éléments finis semble donc devoir être développée plus avant.

Un certain nombre de modèles géométriques du drapage de surfaces telles que celles des moules, par des textiles constitués de mèches inextensibles et déformés en cisaillement plan, ont été proposés. Les premières approches effectuées dans ce domaine se limitent aux surfaces de révolution, certaines solutions particulières ayant d'abord été obtenues par la solution d'équations différentielles, puis par l'utilisation d'un algorithme géométrique simple. La seconde technique est moins élégante que la première, mais elle a pu être étendue aux cas de drapage de surfaces quelconques, d'abord représentées par une mosaïque de plans, puis par krigeage. Ces modèles ne requièrent pas la prise en compte des propriétés mécaniques des textiles ou de leurs constituants.

À la connaissance de l'auteur, aucune étude analytique du comportement en compaction des textiles plans en général n'est disponible. Ceci s'explique en partie par le fait que la plupart des développements théoriques liés à l'étude du comportement mécanique des textiles ont été faits dans le contexte d'applications vestimentaires, et que dans ce cas les propriétés en compaction des textiles n'interviennent pas aux stades de la fabrication ou de l'utilisation des textiles ou de leurs produits finis. Étonnamment, aucun modèle théorique ne semble avoir été proposé par les chercheurs travaillant à la caractérisation des géotextiles. Ceci résulte possiblement de la très grande diversité des matériaux regroupés sous cette appellation, allant des membranes flexibles aux plaques rigides en passant par les textiles polymères, et de la complexité induite par la présence de divers agrégats et particules à proximité ou à l'intérieur de ces matériaux dans leurs applications réelles, rendant très approximatif le calcul de la perméabilité en fonction de la charge imposée. Dans le cas des géotextiles, seule cette propriété présente un intérêt pratique.

Les plupart des auteurs ayant étudié la réponse des textiles aux divers modes de déformation autres que la compaction, identifient une interaction entre ce dernier mode et ceux qu'ils ont considérés. Par ailleurs, la production de pièces structurales présentant des rigidités élevées implique nécessairement la compaction des renforts textiles les constituant, les gains en fraction volumique obtenus par cisaillement étant négligeables.

Enfin, les travaux les plus avancés liés au calcul de la perméabilité démontrent l'importance fondamentale de l'arrangement des réseaux de fibres dans la détermination de cette propriété, de même que la profonde influence de l'hétérogénéité de la structure textile et de l'arrangement des fibres sur la cinétique de remplissage de l'ensemble d'un moule, et de l'intérieur des mèches qui y sont placées. Ces motifs justifient amplement l'étude de la compaction des structures textiles hétérogènes; les auteurs des modèles les plus récents de compaction des structures textiles homogènes identifient la description du comportement des structures textiles tissées, et la prise en compte de leur comportement particulier, en tant qu'objectifs à atteindre pour l'avancement des moyens de simulation des procédés de fabrication de pièces composites.

Le premier objectif motivant cette thèse consiste en l'obtention d'une définition générale du comportement mécanique des renforts textiles observé à l'échelle macroscopique, c'est-à-dire à l'échelle des matériaux, cette définition étant présentée quantitativement par l'utilisation de paramètres simple, choisis pour leur sens physique et leur capacité à fournir une représentation claire du phénomène observé. Le second objectif de la thèse est l'étude systématique de l'effet de certains paramètres de procédé choisis sur le comportement des renforts tissés en compaction et en relaxation; le but poursuivi est l'identification des paramètres contrôlant la compaction et la relaxation, et l'obtention d'une description plus précise du phénomène de réorganisation des textiles à partir d'observations faites à échelle macroscopique. Le troisième objectif de la thèse consiste en l'établissement d'un lien entre le comportement mécanique des renforts textiles observé à l'échelle macroscopique, et l'évolution de l'arrangement des fibres à l'intérieur des textiles; le but visé est d'identifier, par observation de la structure, les mécanismes microscopiques responsables des changements de propriétés à l'échelle macroscopique. Enfin, le dernier objectif de la thèse est de présenter un modèle géométrique des structures textiles hétérogènes, permettant éventuellement l'analyse quantitative des observations mentionnées précédemment. La thèse présente une analyse des résultats expérimentaux présentés dans la littérature, les résultats d'essais en laboratoire effectués

selon une planification permettant une pondération égale de tous les paramètres expérimentaux dans l'analyse des résultats, ainsi que la description d'un appareillage dédié permettant la réalisation des essais. La thèse contient également les résultats macroscopiques et les observations microscopiques effectués sur des textiles cyclés, la revue des travaux analytiques publiés en mécanique des textiles, et la présentation d'un modèle géométrique des renforts textiles hétérogènes, défini aux deux échelles pertinentes à de tels milieux.



## **CHAPITRE 1**

### **REVUE DE LA LITTÉRATURE**

Le présent chapitre est consacré à la revue de certains modèles géométriques et mécaniques applicables à divers assemblages de fibres. Trois types de travaux sont revus. Les modèles présentés dans la première partie du chapitre s'appliquent au calcul des propriétés mécaniques d'assemblages homogènes de fibres d'orientations aléatoires ou arbitraires. Dans la seconde partie du chapitre, différentes équations proposées afin de modéliser le comportement en compaction des renforts utilisés pour la production de pièces composites sont revues et commentées. Enfin, la troisième partie du chapitre contient les résultats de certains travaux portant sur la modélisation du comportement en compaction, en traction, en flexion et en cisaillement de textiles tissés. Les hypothèses de départ utilisées dans le cadre de ces travaux et des différents modèles mécaniques présentés dans les première et seconde sections sont discutées et comparées.

Une série de travaux préalablement publiés portant sur la caractérisation expérimentale en compaction des renforts textiles utilisés pour la fabrication de pièces composites ont fait l'objet d'une nouvelle analyse dans le cadre de la présente thèse. Ces résultats ainsi que les conclusions de l'analyse font l'objet du troisième chapitre de la thèse; cependant les figures 3.2 à 3.5 du chapitre 3 peuvent être consultées dès la lecture du chapitre 2.

#### **1.1 Modèles du comportement mécanique en compaction d'assemblages homogènes de fibres d'orientations aléatoires ou arbitraires**

##### **1.1.1 Géométries initiales et modèles élastiques**

Le premier modèle de calcul des propriétés mécaniques des assemblages de fibres est dû à van Wyk (1946); ce modèle simple est à la base de nombreux travaux en mécanique

des textiles. L'auteur représente un assemblage tridimensionnel homogène de fibres continues par un ensemble de segments droits de longueur constante  $b$  dont les orientations sont réparties de façon équiprobable dans un référentiel polaire  $(\theta, \phi)$ . La déformation de l'assemblage selon la direction de la compaction résulte de la flexion des segments de fibres de longueur  $2b$ ,  $b$  correspondant à la distance entre deux contacts successifs sur une fibre donnée; les effets de la torsion des fibres, de leur redressement et du glissement aux contacts ne sont pas considérés. La longueur  $b$  est posée égale à la distance moyenne entre les fibres dans le plan normal à la direction de compaction:

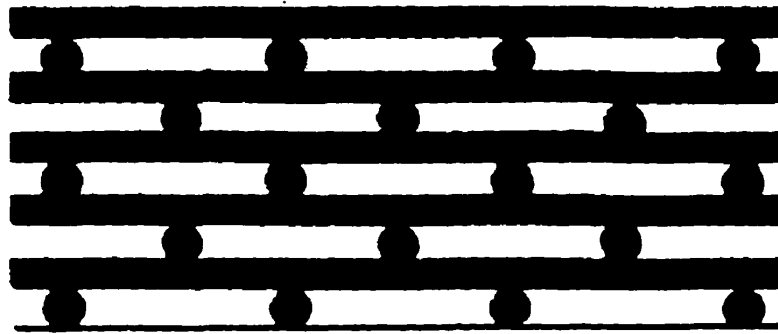
$$b = \frac{V}{2ld} \left[ \int_0^\pi \int_0^{2\pi} \sin \theta \sin \theta d\theta d\phi \right]^{-1} \quad (1.1)$$

où  $V$  est le volume de l'assemblage et  $l$  est la longueur totale de fibres de diamètre  $d$  incluses dans le volume  $V$ . L'application de l'équation des poutres donne l'expression du modèle de compaction de van Wyk (1946):

$$P = \frac{k E m_g^3}{\rho^3} \left[ \frac{1}{V^3} - \frac{1}{V_o^3} \right] \quad (1.2)$$

où  $P$  est la pression de compaction appliquée,  $m_g$  est la masse totale de fibres de densité  $\rho$  et de module  $E$  contenues dans  $V$ , et  $V_o$  est le volume initial; le facteur  $k$  doit être déterminé expérimentalement. L'équation (1.2) montre que la pression de compaction  $P$  est infinie lorsque  $V=0$  ou lorsque la fraction volumique de fibres  $v_f$  est infinie; cependant  $P$  prend une valeur finie pour toute valeur non-nulle du volume  $V$ , pouvant correspondre à une fraction volumique  $v_f$  supérieure à la limite théorique de 0.907 pour un alignement hexagonal de cylindres droits dont le diamètre est constant. Le développement de ce modèle implique qu'à chaque point de contact les forces sont normales au plan osculateur et que la distance entre les contacts est constante pour un

volume  $V$  donné. Les géométries définies par van Wyk (1946) pour le calcul de la distance entre contacts  $b$  et pour le calcul subséquent des déformations en flexion diffèrent. La distance  $b$  est obtenue par la considération d'un assemblage de segments de fibres d'orientations aléatoires dont la géométrie apparaît à la figure 3.2; une fois cette longueur obtenue, la déformation de l'assemblage est calculée en supposant que les fibres forment un empilement du type représenté à la figure 1.1 .



**Figure 1.1** Mode de déformation dans le modèle de van Wyk (Lee, Carnaby, Carr et Moss, 1990).

Certains auteurs (Anderson, Cox et Hardy, 1952; Grosberg, 1963) ont subséquemment obtenu, par différentes approches, la même relation de proportionnalité entre la distance entre deux contacts successifs  $b$  et le volume de l'assemblage de fibres  $V$ . Medley, Stell et McCormick (1962) ont également présenté une relation inverse du nombre de contacts par unité de longueur de fibre  $n_l$ , et donc du nombre total de contacts  $n$ , au volume total  $V$ . Ces derniers auteurs ont introduit dans leur relation un facteur supplémentaire, fonction de l'orientation générale des segments dans l'assemblage; cependant ils posent que l'orientation des segments dans l'assemblage demeure constante.

Stearn (1971) a, le premier, considéré l'effet du changement de l'orientation des segments de fibres lors de la compaction sur la relation entre le nombre de contacts par unité de volume  $n_v$  et le volume de l'assemblage  $V$ ; le modèle est applicable aux assemblages tridimensionnels homogènes de fibres dont les orientations des segments sont initialement distribuées de façon équiprobable dans le volume. L'auteur assume une déformation affine de l'assemblage et calcule le nombre de segments de fibres qui intersectent chaque élément différentiel de surface entourant un segment de fibre de longueur unitaire et d'inclinaison  $\varphi_c$  par rapport à la direction de compaction. L'hypothèse de déformation affine permet l'introduction d'une relation régissant l'évolution, lors de la compaction, de la fonction de distribution des orientations des segments  $\xi(\varphi_c)$  en fonction du rapport de compaction  $\varsigma$ . Le résultat final de ce travail est le calcul d'un facteur de correction  $\mathcal{G}$  représenté à la figure 1.2 en fonction du rapport de compaction, témoignant du changement des orientations lors de la compaction:

$$\mathcal{G} = \frac{n_v'}{n_v''} = \varsigma \quad (1.3)$$

où  $n_v'$  et  $n_v''$  représentent respectivement le nombre de contacts par unité de volume des assemblages anisotrope (orienté) et isotrope (orientations équiprobables). L'auteur montre que lors de la compaction d'un assemblage initialement isotrope, le facteur de correction  $\mathcal{G}$  diminue sous 1.0; ainsi le taux d'augmentation du nombre de contacts par unité de volume avec la densité de l'assemblage devient progressivement plus faible en raison de l'orientation induite dans l'assemblage de fibres. Ces conclusions sont cohérentes avec les observations expérimentales de Taylor (1956) qui a montré, à l'aide de traceurs radioactifs, qu'aux faibles densités d'assemblages de nouveaux contacts apparaissent entre les fibres, tandis qu'aux densités plus élevées l'augmentation du nombre de contacts par unité de volume résulte de la déformation de fibres déjà préalablement en contact.

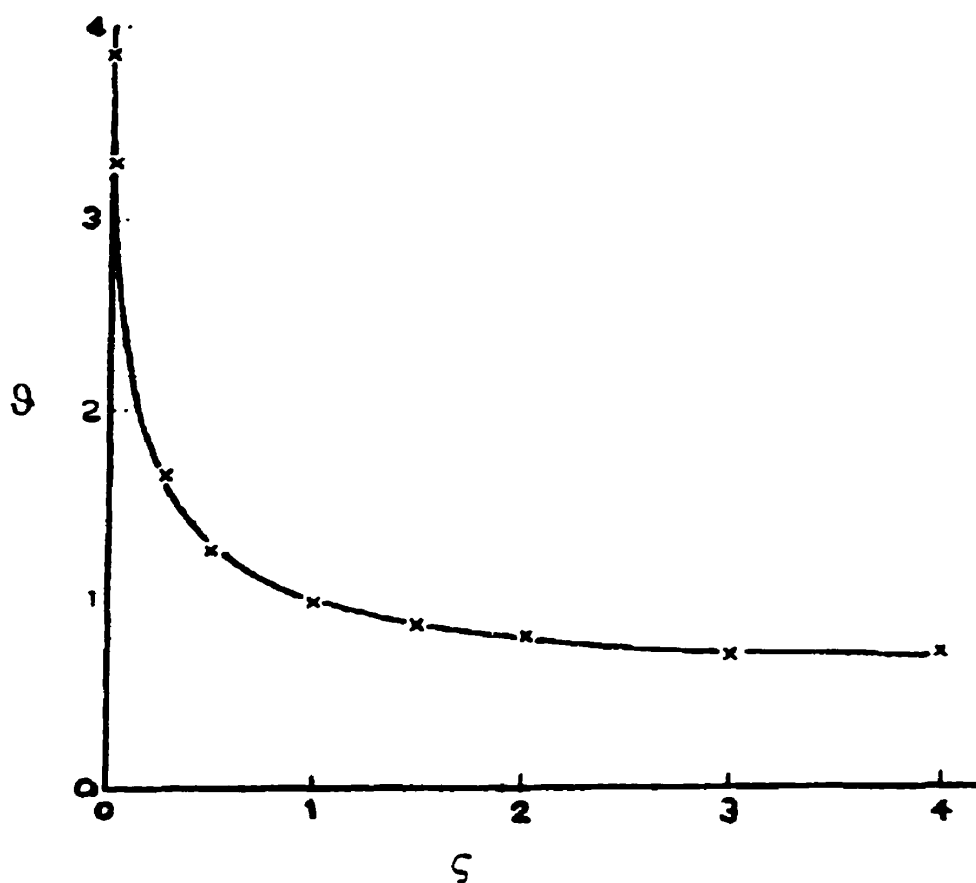


Figure 1.2 Facteur de correction  $g$  calculé par Stearn (1971).

Postle, Ingham et Cox (1952) ont proposé des expressions permettant le calcul des forces normale et tangente au plan osculateur, applicables au cas d'assemblages imparfaits de fibres parallèles; la géométrie utilisée apparaît à la figure 1.3. Les auteurs posent que les forces générées aux contacts sont orientées selon un axe intersectant les centres des sections des deux fibres impliquées dans le contact, et que la distribution générale des forces aux contacts est isotrope. La force totale par unité de longueur de fibre  $\delta l$ , selon un axe  $D-C$  horizontal défini à l'intérieur d'un réseau de fibres alignées et perpendiculairement à ces fibres, est obtenue par l'expression:

$$F = \left( \frac{p \delta l}{2} \right) \cdot (\text{nombre de fibres croisant l'axe } D-C) \cdot \omega \quad (1.4)$$

où  $p$  et  $\omega$  représentent respectivement la force normale au contact moyenne par unité de longueur de fibre et la moyenne des cosinus des angles entre les forces  $p$  et la direction de compaction. La moyenne menant à l'obtention du terme  $\omega$  est obtenue en considérant des distributions équiprobables des distances  $x$ , définies selon la direction de compaction, entre les axes des sections des fibres intersectant le segment  $D-C$ , ainsi que des angles formés entre l'axe intersectant les centres des sections des fibres en contact d'une part et la direction de compaction d'autre part:

$$\omega = \frac{\int_{-d}^d \int_{-\theta_o}^{\theta_o} \cos \theta \, d\theta \, dx}{\int_{-d}^d 2\theta_o(x) \, dx} = \frac{\pi}{4} \quad (1.5)$$

où  $x$  varie évidemment entre  $-d$  et  $+d$ ,  $d$  étant le diamètre constant des fibres, et  $\theta_o$  représente la limite sur  $\theta$ , fonction de  $x$ :

$$\cos \theta_o = \frac{d-x}{2d} \quad (1.6)$$

Les expressions obtenues par Postle, Ingham et Cox (1952) pour les forces normale  $p$  et tangente  $f$  au contact pour un réseau de fibres alignées de diamètre constant sont:

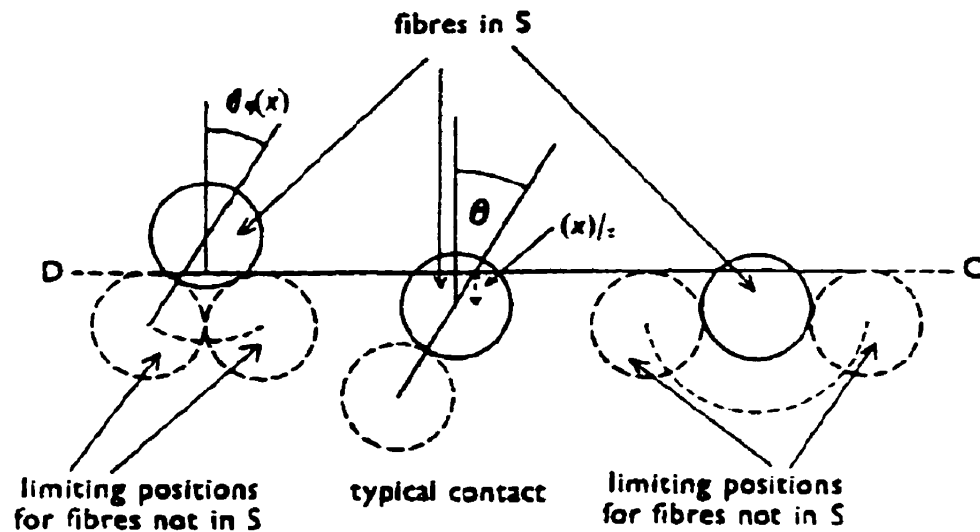
$$p = \left( \frac{P}{v_f} \right) \cdot 2d \quad (1.7)$$

$$f = \left[ \left( \frac{P}{v_f} \right) \cdot 2d\mu \right] + Z \quad (1.8)$$

Les auteurs ont posé que le comportement au contact est défini selon l'expression

$$f = \mu p + Z \quad (1.9)$$

où  $\mu$  est un coefficient de friction et  $Z$  est une constante.

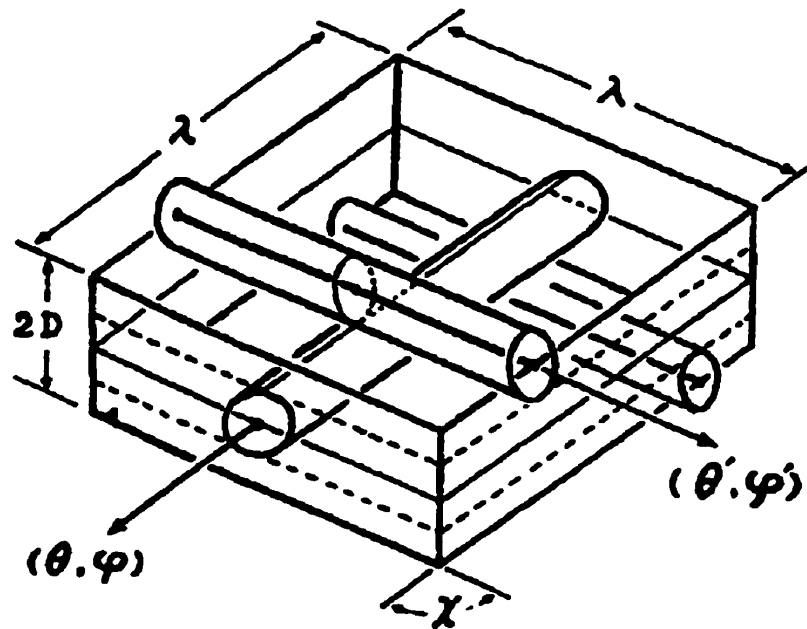


**Figure 1.3** Géométrie du réseau imparfait de fibres alignées de Postle, Ingham et Cox (1952).

Komori et Makishima (1977) ont proposé une expression permettant le calcul du nombre de contacts dans tout assemblage tridimensionnel de fibres dont la fonction de distribution des orientations des segments de diamètre  $d$  et le longueur constante  $\lambda$  est

arbitraire mais connue; la distribution dans l'espace des centres de masse des fibres formant l'assemblage doit être aléatoire, donc l'assemblage considéré est nécessairement homogène. La géométrie établie par les auteurs est représentée à la figure 1.4. L'orientation de chaque segment de fibre est définie par les angles polaire et azimuthal  $(\theta, \phi)$ , et la probabilité de trouver un segment dans les plages différentielles  $(\theta \sim \theta + d\theta, \phi \sim \phi + d\phi)$  est donnée par la fonction  $\Omega(\theta, \phi) \sin \theta d\theta d\phi$  avec la condition de normalisation suivante:

$$\int_0^\pi \int_0^\pi \Omega(\theta, \phi) \sin \theta d\theta d\phi = 1 \quad (1.10)$$



**Figure 1.4** Géométrie de l'assemblage homogène de fibres proposée par Komori et Makishima (1977).



Le volume  $V_p$  du parallélépipède défini autour d'un segment A d'orientation  $(\theta, \phi)$  dans lequel un segment B d'orientation  $(\theta', \phi')$  entre en contact avec le premier est donné par les expressions:

$$V_p(\theta, \phi; \theta', \phi') = 2d\lambda^2 \sin \chi \quad (1.11)$$

$$\sin \chi = \left[ 1 - \{ \cos \theta \cos \theta' + \sin \theta \sin \theta' \cos(\phi - \phi') \}^2 \right]^{1/2} \quad (1.12)$$

où  $\chi$  identifie l'angle défini entre les axes des segments de fibre A et B. La probabilité  $\underline{p}$  de contact entre les segments A et B est obtenue par l'expression:

$$\underline{p} = \frac{V_p}{V} = \frac{2d\lambda^2}{V} \sin \chi \quad (1.13)$$

où  $V$  est le volume total de l'assemblage. Lorsque  $N$  segments sont inclus dans  $V$ , le nombre de contacts entre le segment A et les  $(N-1)$  autres segments est donné par:

$$\begin{aligned} n(\theta, \phi) &= \frac{2d(N-1)\lambda^2}{V} \int_0^\pi \int_0^\pi \Omega(\theta, \phi') \sin \chi \sin \theta' d\theta' d\phi' \\ &= \frac{2dN\lambda^2}{V} J(\theta, \phi) \end{aligned} \quad (1.14)$$

si  $N \gg 1$ , la fonction  $J(\theta, \phi)$  représentant l'intégrale double des angles définis entre le segment A d'orientation  $(\theta, \phi)$  et les  $(N-1)$  autres segments. La généralisation d'un segment de fibre A à un segment d'orientation arbitraire s'obtient en faisant la moyenne de  $n(\theta, \phi)$  :

$$\bar{n} = \int_0^\pi \int_0^\pi n(\theta, \phi) \Omega(\theta, \phi) \sin \theta d\theta d\phi = \frac{2dN\lambda^2}{V} I \quad (1.15)$$

où la fonction  $I$  représente l'intégrale double de la fonction  $J(\theta, \phi)$ . Enfin, le nombre de contact par unité de longueur de fibre  $n_l$  est donné par l'équation (1.10):

$$n_l = \frac{\bar{n}}{\lambda} = \frac{2dN\lambda}{V} I \quad (1.16)$$

Le calcul du nombre de contacts par unité de longueur de fibre proposé par Komori et Makishima (1977) peut théoriquement être appliqué à tout assemblage tridimensionnel et homogène de fibres de longueurs différentes si, préalablement à l'établissement de la distribution  $\Omega(\theta, \phi) \sin \theta d\theta d\phi$ , les fibres sont représentées par une série de segments de longueur  $\lambda$  égale.

Lee et Lee (1986) ont utilisé la géométrie définie par Komori et Makishima (1977) pour calculer les valeurs initiales des modules et coefficients de Poisson d'assemblages homogènes et tridimensionnels de fibres d'orientations arbitraires, et ainsi démontrer l'anisotropie de leurs propriétés mécaniques. Les auteurs calculent la longueur moyenne des projections des segments de fibres selon trois axes orthogonaux:

$$b_j = \frac{2V}{DLI} K_j \quad (1.17)$$

où  $L$  est la longueur totale des fibres contenues dans  $V$  et le terme  $K_j$  est calculé selon:

$$K_1 = \int_0^{\pi/2} \int_0^{\pi/2} \Omega(\theta, \phi) \sin^2 \theta \cos \phi d\theta d\phi \quad (1.18a)$$

$$K_2 = \int_0^{\pi/2} \int_0^{\pi/2} \Omega(\theta, \phi) \sin^2 \theta \sin \phi d\theta d\phi \quad (1.18b)$$

$$K_3 = \int_0^{\pi/2} \int_0^{\pi/2} \Omega(\theta, \phi) \sin \theta \cos \theta d\theta d\phi \quad (1.18c)$$

Le calcul des projections est illustré à la figure 1.5 . Les auteurs obtiennent le nombre de contacts  $n_j$  dans une tranche d'épaisseur  $b_j$  normale à la direction  $j$  d'application de la pression  $P_j$  , ainsi que la force moyenne par contact  $C_j$  résultant de l'application de la pression  $P_j$  :

$$n_j = n \frac{b_j}{V} = \frac{2L}{V} K_j \quad (1.19)$$

$$C_j = \frac{P_j}{n_j} = \frac{VP_j}{2LK_j} \quad (1.20)$$

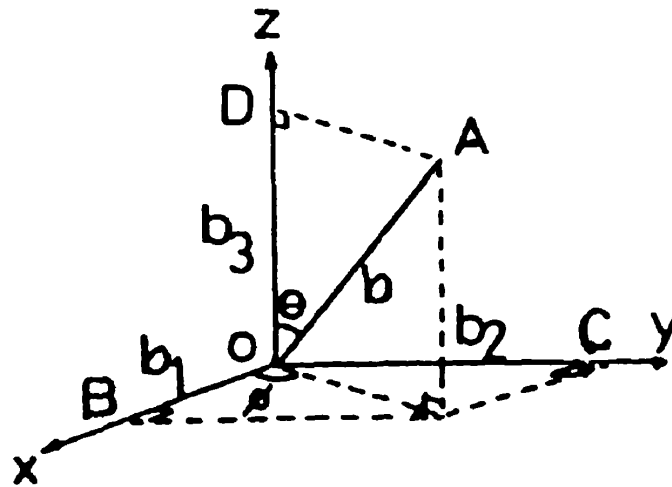
En posant que les déformations en tension, compression et torsion des fibres sont négligeables, que les fibres ne glissent pas à leurs points de contact, qu'aucun nouveau contact n'apparaît lors des déformations en compression imposées à l'assemblage, que l'amplitude des forces agissant à chaque contact est la même, et enfin que la direction de ces forces aux contacts est la même que celle selon laquelle la compaction est appliquée, les auteurs calculent les déplacements moyens  $\delta_k$  en flexion du point central de chaque segment de fibre résultant de l'application la force moyenne au contact  $C_j$  tel qu'illustré à la figure 1.6, selon l'équation:

$$\delta_{jk} = \pm \frac{2C_j b^3}{3EI} M_{jk} \quad (+ : j \neq k ; \quad - : j = k) \quad (1.21)$$

où le terme  $M_{jk}$  correspond, pour chacune des directions de la force au contact et du déplacement du point central d'une fibre, à la moyenne du produit des deux projections appropriées à chaque cas,  $E$  étant le module d'Young de la fibre et  $I$  représentant le second moment de la section. Les modules et coefficients de poisson initiaux de l'assemblage sont finalement obtenus par les expressions suivantes:

$$E_{jj} = \frac{-P_j}{(\delta_{jj} / b_j)} \quad (1.22)$$

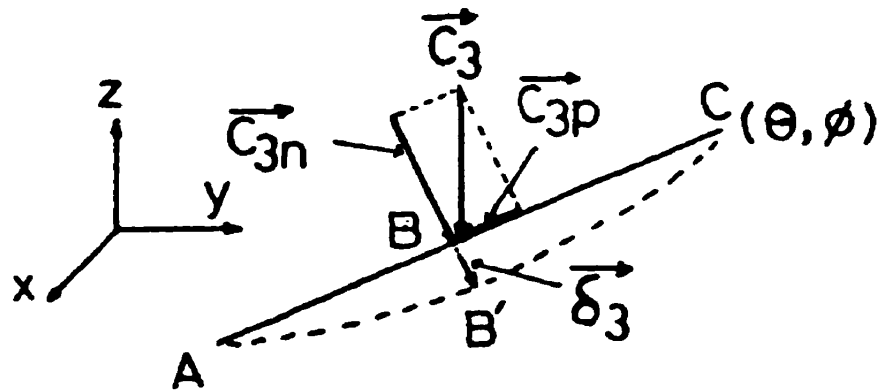
$$\nu_{jk} = \frac{-\delta_{jk} / b_k}{-\delta_{jj} / b_j} \quad (1.23)$$



**Figure 1.5** Projections d'un segment de fibre selon trois axes orthogonaux (Lee et Lee, 1986).

Le calcul, nécessitant l'évaluation des fonctions  $I(\theta, \phi)$ ,  $K_1(\theta, \phi)$ ,  $K_2(\theta, \phi)$ ,  $K_3(\theta, \phi)$ ,  $M_{11}(\theta, \phi)$ ,  $M_{22}(\theta, \phi)$ ,  $M_{33}(\theta, \phi)$ ,  $M_{12}(\theta, \phi) = M_{21}(\theta, \phi)$ ,  $M_{23}(\theta, \phi) = M_{32}(\theta, \phi)$  et  $M_{31}(\theta, \phi) = M_{13}(\theta, \phi)$ , ainsi que la connaissance de la fonction de distribution des orientations  $\Omega(\theta, \phi) \sin\theta \, d\theta \, d\phi$ , permet la démonstration de l'anisotropie des propriétés mécaniques de l'assemblage mais ne permet pas leur calcul au-delà des valeurs initiales puisqu'aucune procédure de mise à jour de la fonction  $\Omega(\theta, \phi) \sin\theta \, d\theta \, d\phi$  avec la déformation de l'assemblage n'est proposée. Il est à noter que ce calcul n'altère pas de manière fondamentale la relation de base entre la distance entre deux contacts successifs  $b$  et le volume de l'assemblage  $V$  proposée par van Wyk (1946), mais constitue plutôt une évolution de celle-ci. Pan et Carnaby (1988a) ont obtenu, par une démarche très similaire à celle de Lee et Lee (1986), les modules élastiques initiaux en cisaillement d'assemblages homogènes tridimensionnels de fibres d'orientations arbitraires.

L'apport des travaux discutés dans la présente section peut être résumé en deux points. D'abord, ces travaux fournissent certains moyens permettant la définition géométrique de réseaux de fibres tridimensionnels et homogènes, d'orientations équiprobables ou arbitraires. Malgré les possibilités offertes par les équations citées, certaines questions demeurent, principalement au niveau des effets potentiels de la distribution statistique des longueurs des fibres et de la prise en compte de l'ordonnement des segments d'orientations diverses constituant une même fibre. Le second point d'intérêt de ces travaux est l'identification d'un premier phénomène lié à la compaction des réseaux de fibres, soit la flexion des segments de fibres s'étendant entre les points de contacts, et la présentation de relations simples entre le volume de l'assemblage compacté et la pression générée. En outre, ces travaux permettent de commenter sur l'effet de diverses grandeurs physiques dont le module du matériau constituant les fibres, ainsi que leur diamètre.



**Figure 1.6** Déplacement du point central d'un segment soumis à la charge  $C_3$  (Lee et Lee, 1986).

### 1.1.2 Grandes déformations et glissements aux contacts

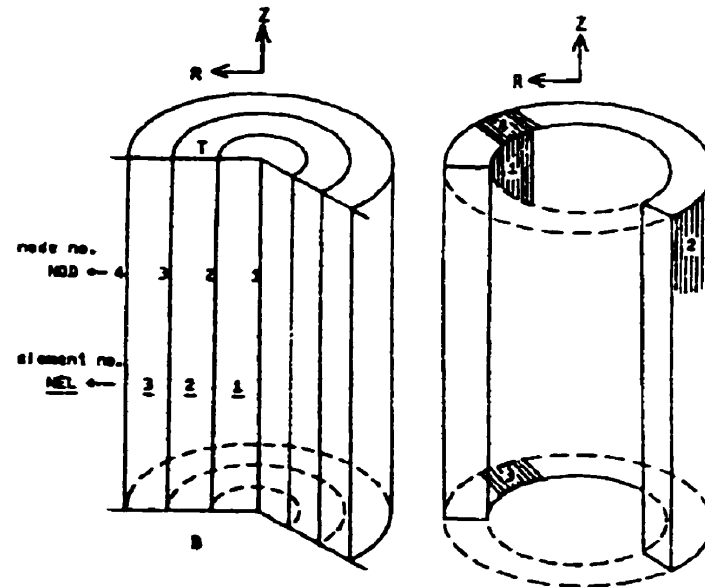
Les travaux de Lee et Lee (1986) et de Pan et Carnaby (1988a) ne permettent pas le calcul des propriétés des assemblages de fibres au-delà de leurs valeurs initiales, en raison de l'absence d'une procédure de mise à jour de la fonction de distribution des orientations  $\Omega(\theta, \phi) \sin\theta \, d\theta \, d\phi$ . Le problème des grandes déformations d'assemblages homogènes et tridimensionnels de fibres d'orientations arbitraires a été abordé quelques années plus tôt par van Luijk, Carr et Carnaby (1984a, 1984b) et Curiskis et Carnaby (1985); Lloyd (1980) avait préalablement publié le premier travail d'application de la méthode des éléments finis aux textiles, assimilés par cet auteur à des milieux continus bidimensionnels.

Van Luijk, Carr et Carnaby (1984a) présentent la géométrie des éléments définissant un assemblage axisymétrique torsadé de fibres hélicoïdales, les expressions du champ de déplacement à l'intérieur de chaque élément ainsi que celles de certaines de ses

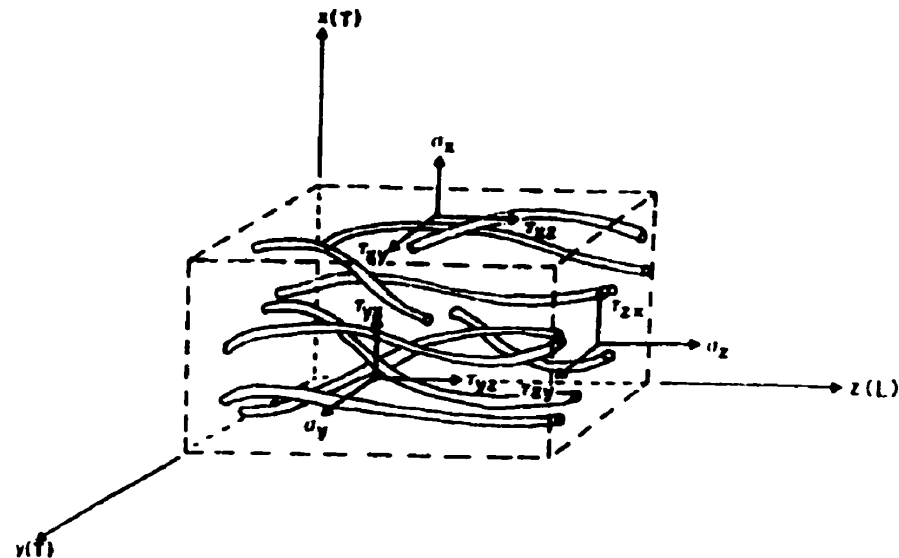
dimensions, et enfin les expressions des composantes des vecteurs des déformations et des contraintes Lagrangiennes, le principe du travail virtuel étant appliqué à un assemblage subissant potentiellement de grandes déformations. Les auteurs (van Luijk, Carr et Carnaby, 1984b) proposent par la suite une analyse où la solution est obtenue par équilibre direct des contraintes internes.

Curiskis et Carnaby (1985) discutent l'utilisation des méthodes de solution applicables aux milieux continus élastiques et anisotropes pour le calcul des déformations d'assemblages tridimensionnels arbitraires de fibres. La condition posée par les auteurs est que le nombre de fibres contenues dans le volume  $V$  de l'assemblage soit suffisamment élevé pour que la moyenne de leurs effets sur les propriétés soit constante, ou varie de façon progressive selon la position considérée dans  $V$ . Les auteurs assument qu'un assemblage de fibres majoritairement orientées selon une direction, tel que représenté à la figure 1.8, peut être représenté comme étant un milieu homogène de type "degenerate square-symmetric" et proposent donc l'utilisation de la relation élastique de souplesse suivante:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_T} & \frac{-\nu_{TT}}{E_T} & \frac{-\nu_{LT}}{E_L} \\ \frac{-\nu_{TT}}{E_T} & \frac{1}{E_T} & \frac{-\nu_{LT}}{E_L} \\ \frac{-\nu_{TL}}{E_T} & \frac{-\nu_{TL}}{E_T} & \frac{1}{E_L} \\ & & & \frac{1}{G_{TT}} \\ & & & & \frac{1}{G_{LT}} \\ & & & & & \frac{1}{G_{LT}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{bmatrix} \quad (1.24)$$



**Figure 1.7** Géométrie des éléments définissant un assemblage axisymétrique torsadé de fibres hélicoïdales (van Luijk, Carr et Carnaby, 1984a).



**Figure 1.8** Assemblage orienté de fibres (Curiskis et Carnaby, 1985).



où  $E_{aL}$  est le module longitudinal, selon la direction d'orientation moyenne des fibres,  $\nu_{aLT}$  est le coefficient de Poisson associé,  $E_{aT}$  est le module transverse,  $\nu_{aTT}$  est le coefficient de Poisson associé, et  $\nu_{aTL}$  est obtenu selon

$$\nu_{aTL} = \nu_{aLT} \frac{E_{aT}}{E_{aL}} \quad (1.25)$$

Curiskis et Carnaby (1985) ont considéré la présence de couplages entre les divers modes de déformation, et le comportement mécanique non-linéaire de l'assemblage; les auteurs notent que les termes de la matrice de souplesse sont dépendants de l'historique de déformation de l'assemblage:

$$\Delta \varepsilon = [C_T(\sigma_o, \varepsilon_o)] \Delta \sigma \quad (1.26)$$

où  $\Delta \varepsilon$  et  $\Delta \sigma$  représentent les incréments courants des vecteurs déformation et contrainte et  $[C_T]$  est la matrice de souplesse tangentielle, fonction des états de contrainte et de déformation  $\sigma_o$  et  $\varepsilon_o$  antérieurs à l'application des incréments mentionnés. Les auteurs, ne disposant pas d'équations définissant les termes de la matrice de souplesse tangentielle  $[C_T]$ , ont proposé l'utilisation d'une méthode numérique à variables multiples d'ajustement de ces termes à certains résultats expérimentaux d'essais de compaction et de cisaillement. Ces relations seront reprises par de nombreux auteurs.

Djaja, Carnaby, Moss, Carr et Lee (1989) ont proposé une application combinée des travaux de Curiskis et Carnaby (1985) d'une part, et de ceux de Lee et Lee (1986) et de Pan et Carnaby (1988a) d'autre part, au calcul du comportement mécanique d'un assemblage axisymétrique de fibres hélicoïdales orientées; l'angle d'hélice des fibres  $q$  est défini relativement à la direction d'orientation des fibres. Les auteurs proposent des expressions pour tous les termes de la matrice de souplesse  $[C_T]$ , ainsi qu'une méthode

de mise à jour de l'orientation des segments applicable à ce cas particulier, en supposant que les fibres répondent aux déformations imposées à l'assemblage par une extension selon leur axe d'enroulement et en calculant les changements de l'angle d'hélice résultant de ces extensions. Les expressions des termes de la matrice de rigidité correspondante, à être implémentées dans un code de calcul par éléments finis, sont présentées. Les auteurs notent que les rigidités obtenues sont trop élevées au regard d'observations expérimentales et identifient l'absence de glissement aux contacts comme cause probable des divergences observées. Enfin, certaines limitations du modèle de Lee et Lee (1986) sont identifiées, notamment l'inapplicabilité de l'hypothèse de la flexion des segments aux faibles angles d'hélice  $q$ . Les mêmes auteurs (Djaja, Moss, Carr, Carnaby et Lee, 1992) ont présenté les résultats d'un calcul par éléments finis effectué à partir des développements présentés dans leur publication précédente.

Les équations proposées par Curiskis et Carnaby (1985) ont été établies en vue d'être généralement appliquées aux assemblages tridimensionnels et homogènes de fibres, les segments constituant ces assemblages étant orientés de façon arbitraire. Cependant la grande majorité des cas d'application recensés dans la littérature concernent les assemblages axisymétriques de fibres hélicoïdales, d'abord torsadées autour d'un axe local puis autour de l'axe de la mèche qu'elles forment. Si ces applications démontrent clairement l'intérêt de la méthode et la finesse des résultats obtenus, comme en témoigne par exemple l'obtention de fonctions de la densité locale des assemblages selon leur rayon, les résultats présentent peu d'intérêt direct pour l'étude de la compaction des assemblages en raison des relations constitutives utilisées et au vu de la géométrie axisymétrique et du type de maillage retenus.

Carnaby et Pan (Pan et Carnaby, 1988b; Carnaby et Pan, 1989) furent les premiers auteurs à incorporer l'effet du glissement aux points de contact des fibres à un modèle des propriétés en compaction d'assemblages de segments d'orientations arbitraires. Les

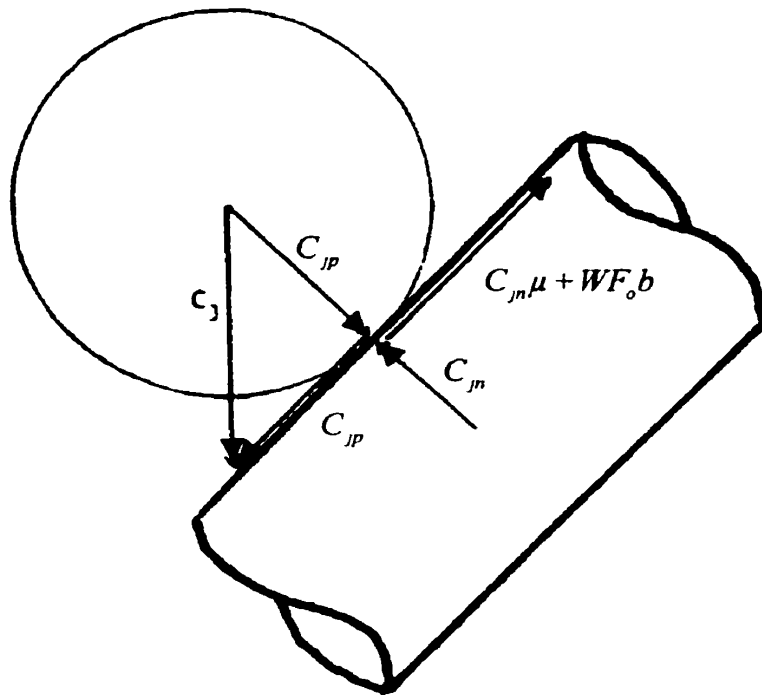
auteurs intègrent dans leur modèle la loi de comportement proposée par Grosberg (Grosberg, 1963; Grosberg et Smith, 1966) pour le contact entre deux fibres:

$$WF = \mu P + WF_0 \quad (1.27)$$

selon laquelle la force par unité de longueur  $WF$  requise pour retirer une fibre d'un assemblage de fibres parallèles est égale à la somme de deux termes, le premier étant proportionnel à la pression de compaction  $P$  appliquée au contact dans la direction normale au plan osculateur et le second correspondant à une force d'amplitude finie  $WF_0$  résultant de la présence d'énergie élastique emmagasinée dans les fibres en raison de leurs enchevêtrements;  $\mu$  est un coefficient de friction. Lee et Lee (1986) ont proposé une méthode de calcul des forces aux contacts  $C_j$  générées lors de la compaction; dans ce travail, les forces aux contacts sont orientées selon la direction de compaction. Puisque la pression  $P$  définie dans la loi de comportement de Grosberg (1963) est orientée selon la normale au plan osculateur, Carnaby et Pan (1989) modifient l'expression de cette loi pour obtenir la condition de glissement suivante:

$$C_{jp} \geq C_{jn}\mu + WF_0b \quad (1.28)$$

où  $C_{jn}$  est l'amplitude de la composante de la force  $C_j$  normale au plan osculateur,  $C_{jp}$  est l'amplitude de la seconde composante de  $C_j$  tangentielle à la fibre inférieure formant le contact considéré,  $\mu$  est le coefficient de friction des fibres, et  $b$  est la distance moyenne entre les contacts telle que définie précédemment; ces quantités sont illustrées à la figure 1.9. L'amplitude relative des deux composantes  $C_{jp}$  et  $C_{jn}$  étant fonction de l'angle polaire  $\theta$  définissant l'orientation du segment inférieur formant le contact considéré, les auteurs proposent une expression permettant le calcul de l'angle polaire critique  $\theta_c$  séparant les contacts glissants des contacts stables sous la force  $C_j$  :



**Figure 1.9 Forces aux contacts selon Carnaby et Pan (1989).**

$$\sin \theta_c = \frac{-\frac{\mu W F_o b}{C_j} \pm \left\{ \frac{\mu^2 W F_o^2 b^2}{C_j^2} - (1 + \mu^2) \left( \frac{W F_o^2 b^2}{C_j^2} - 1 \right) \right\}^{1/2}}{(1 + \mu^2)} \quad (1.29)$$

un segment étant en contact instable lorsque  $\theta < \theta_c$ . Le fait de considérer l'orientation du segment inférieur ou supérieur à un contact donné n'altère pas le résultat final du calcul, puisque celui-ci est obtenu en prenant en compte l'ensemble des segments de l'assemblage lors du calcul préalable de  $J$ ,  $I$ ,  $K_i$ ,  $b$ , et  $C_j$ . Les auteurs calculent ensuite la longueur moyenne entre contacts stables  $b_c$  à l'aide des fonctions  $J_c$  et  $I_c$ , obtenues de façon analogue aux fonctions  $J$  et  $I$  introduites par Komori et Makishima (1977) mais définies sur le domaine d'intégration suivant:

$$D(\Psi(\theta, \phi)) : \int_{\theta_c}^{\pi} \int_0^{\pi} d\theta d\phi \quad (1.30)$$

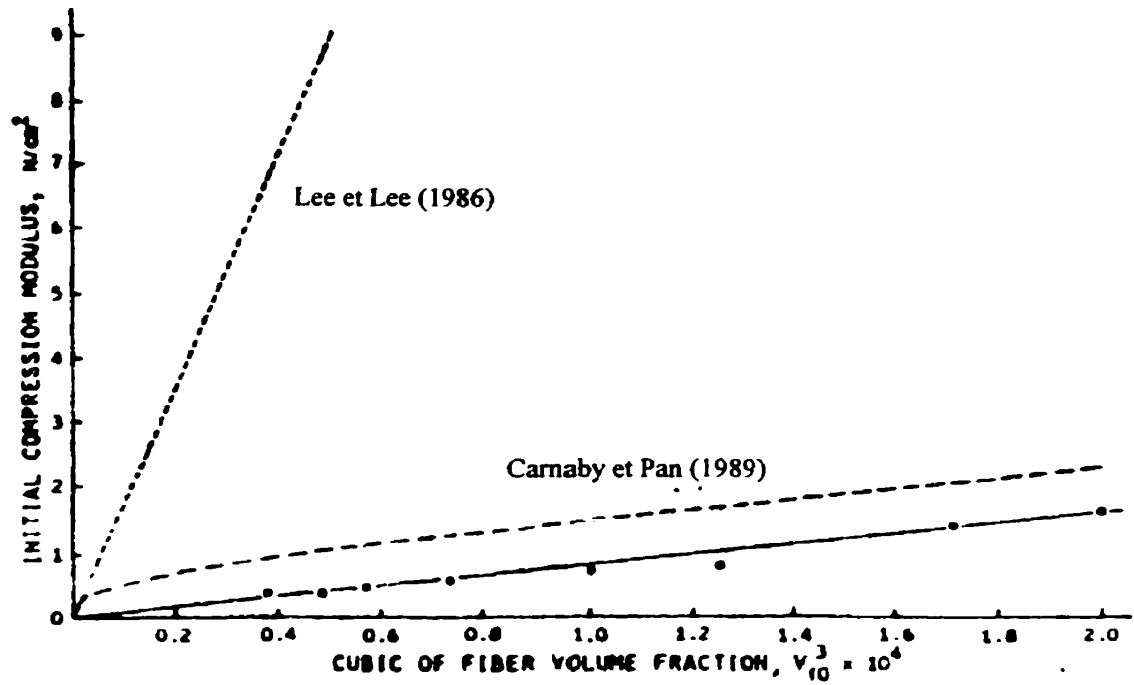
où  $\psi$  représente une fonction. Les moyennes  $K_1$ ,  $K_2$  et  $K_3$  des projections des segments de fibres selon les trois axes orthogonaux (équations 1.18a, 1.18b et 1.18c) sont calculées tels que précédemment. L'amplitude des forces générées aux points de contact glissants, supposée constante, est obtenue à partir de la loi de comportement aux contacts (équation 1.28):

$$C_s = \frac{WF_o b}{(\cos\theta - \mu \sin\theta)} \quad (1.31)$$

et l'amplitude des forces générées aux points de contact stables est calculée à partir de la différence entre la pression de compaction appliquée et le produit de l'amplitude  $C_s$  par le nombre de contacts instables, le tout étant divisé par le nombre de contacts stables présents dans l'assemblage. Les modules et coefficients de Poisson de l'assemblages sont ensuite obtenus par un traitement analogue à celui de Lee et Lee (1986). Afin d'obtenir un comportement partiellement réversible du glissement lors du retrait progressif de la charge, Pan et Carnaby (1988b) assument que durant cette phase une force d'amplitude finie, orientée dans le sens inverse de  $C_{jp}$ , suffit à vaincre la résistance  $WF_o b$  au contact. La nouvelle loi de comportement applicable dans ces conditions est:

$$C_j \cos\theta = WF_o b \quad (1.32)$$

Les auteurs (1989) concluent leur article par une comparaison des résultats de leur modèle à ceux obtenus par le modèle de Lee et Lee (1986) et à certaines données expérimentales; un exemple de ces résultats apparaît à la figure 1.10 . Alors que Lee et Lee (1986) obtiennent des rigidités d'assemblages supérieures de plus d'un ordre de



**Figure 1.10 Résultats de Carnaby et Pan (1989) et de Lee et Lee (1986).**

grandeur aux rigidités mesurées, les auteurs démontrent que leur modèle est en excellent accord avec les résultats expérimentaux.

Rengasamy, Kothari et Sengupta (1988) ont proposé une revue portant sur le comportement en friction de fibres textiles lubrifiées. Aux vitesses de déplacement élevées, la lubrification est de type hydrodynamique, alors qu'aux faibles vitesses le phénomène classique de l'adhésion-glissement (slip-stick) est observé. Dans ce cas, la force de friction aux contacts  $F_c$  est obtenue selon l'équation:

$$F_c = A[\alpha S_c + (1 - \alpha)S_L] \quad (1.33)$$

où, pour cette équation,  $A$  est l'aire totale supportant la charge,  $\alpha$  représente la fraction de  $A$  non-recouverte de lubrifiant,  $S_C$  est la résistance au cisaillement de la jonction formée entre les surfaces formant  $\alpha A$  et  $S_L$  est la résistance au cisaillement des surfaces lubrifiées. Les paramètres ayant la plus forte influence sur le comportement sont le niveau de pression appliquée au contact, et la rigidité des fibres. Le phénomène de la friction entre deux fibres est relativement complexe; les auteurs discutent et démontrent l'effet de la nature chimique du lubrifiant et des surfaces des fibres; dans le cas de fibres de verre formant un renfort textile, la nature de l'ensimage présent sur les fibres semble devoir jouer un rôle important dans la description du phénomène.

Le travail de Carnaby et Pan (1989) permet l'identification, après la flexion des segments, d'un second phénomène d'importance majeure dans la définition du comportement en compaction des assemblages de fibres, soit le glissement aux contacts. L'application de la méthode des éléments finis au calcul des grandes déformations résultant de la compaction des mèches est donc conditionnelle à l'obtention de relations constitutives, et à l'utilisation d'éléments appropriés. Par ailleurs, la complexité du problème semble à première vue rendre difficile l'application de la méthode à l'étude du comportement en compaction de structures textiles hétérogènes complètes.

Toll et Manson ont proposé une formulation micromécanique générale applicable au comportement élastique et réversible de divers assemblages de fibres en compaction (Toll et Manson, 1994). Tout comme les modèles mentionnés précédemment, celui-ci est basé sur le concept du contact ponctuel et sur l'assimilation du comportement d'unités de déformation liant ces contacts à celui d'une poutre en flexion. Le glissement des fibres aux contacts n'est pas considéré, tout comme la topologie exacte du réseau; les auteurs assument une augmentation égale de la force à chaque contact lors de la compaction. De plus, ils intègrent le caractère transitoire des unités de déformation, résultant de la formation de nouveaux contacts lors de la compaction, en assumant que le taux

d'augmentation du nombre de contacts est proportionnel à la fraction volumique de fibres. Étant développé à partir des mêmes hypothèses, le modèle produit un résultat identique à celui de van Wyk (1946) pour les assemblages tridimensionnels de fibres d'orientations aléatoires, et un résultat similaire aux prédictions de Lee et Lee (1986) pour les assemblages de fibres orientées de façon aléatoire dans le plan.

Les auteurs ont également considéré le cas d'assemblages homogènes de fibres orientées de façon non-aléatoire dans le plan (Toll et Manson, 1995), où les fibres présentent une orientation préférencielle sans être parfaitement alignées. Les auteurs démontrent essentiellement que ces assemblages atteignent une fraction volumique plus élevée lorsque les fibres sont alignées. Enfin, Toll (1998) a complété ce travail par l'ajout de diverses considérations touchant les réseaux de fibres courtes et la compaction de mèches de fibres alignées. L'auteur discute brièvement le contact linéaire et le non-alignement d'un nombre limité de fibres dans un tel réseau, et conclue que ce cas requiert une loi empirique liant la distance entre deux contacts successifs sur une fibre à la fraction volumique de la mèche.

### **1.1.3 Méthodes d'énergie**

Komori et Itoh (1991a) proposent une modélisation théorique du comportement en compaction d'assemblages homogènes et tridimensionnels de fibres dont les orientations sont distribuées de façon équiprobable. Les auteurs discutent d'abord l'à-propos de l'utilisation, dans le travail de Lee et Lee (1986), des projections de la même longueur moyenne entre deux contacts successifs  $b$  définie à partir de tous les segments composant l'assemblage pour le calcul de la déformation en flexion de ces segments, ceci indépendamment de la direction d'application de la pression de compaction  $P$ . Sur cette base, Komori et Itoh (1991a) introduisent le calcul de l'énergie de déformation des segments, en supposant une déformation affine des fibres et de l'entière de l'assemblage telle que proposée par Stearn (1971). Cette hypothèse définit évidemment de façon



complète l'évolution de la géométrie des segments selon les déformations imposées à l'assemblage, et impose donc certaines limitations vis-à-vis des géométries adoptées par Lee et Lee (1986) ou Carnaby et Pan (1989); en contre partie, elle permet aux auteurs de proposer une expression permettant le calcul direct de l'orientation des segments en fonction d'un incrément de déformation  $\delta\epsilon_{ii}$  appliqué. À partir de cette hypothèse, Komori et Itoh (1991a) calculent le nouveau rayon de courbure résultant de l'application d'un incrément de déformation  $\delta\epsilon_{ii}$ , ainsi que l'énergie de déformation emmagasinée dans l'ensemble des fibres dont la forme est approximée par un arc de cercle. L'incrément de contrainte  $\delta\sigma_{ii}$  correspondant est obtenu par le calcul de la dérivée partielle de l'énergie de déformation  $\delta U / \delta\epsilon_{ii}$ . Aucun glissement aux contacts n'est permis par le modèle, et aucun nouveau contact n'est formé lors de l'application d'un incrément de déformation  $\delta\epsilon_{ii}$  ou de contrainte  $\delta\sigma_{ii}$ . Les mêmes auteurs (Komori et Itoh, 1991b) ont traité de façon analogue le cas général de déformations en compression, elongation et cisaillement dans une publication subséquente. Komori, Itoh et Takaku (1992) ont démontré que si de tels modèles, dans lesquels le glissement aux contacts n'est pas considéré, représentent de façon satisfaisante l'effet de paramètres tels que la densité de l'assemblage, l'ondulation naturelle des fibres ou la rigidité des fibres, les rigidités qu'ils prédisent demeurent beaucoup plus élevées que celles qui sont obtenues de mesures expérimentales.

Lee et Carnaby et Tandon (Lee et Carnaby, 1992; Lee, Carnaby et Tandon, 1992) proposent une modélisation théorique des propriétés en compaction non-confinée d'assemblages homogènes et tridimensionnels de segments dont les orientations sont distribuées de façon aléatoire ou équiprobable, basée sur la méthode de l'énergie. Dans ce travail les segments sollicités en flexion ont une longueur uniforme, et leurs rayons de courbure, indépendants de la position axiale pour tout segment, sont initialement égaux. L'hypothèse des déformations affines est retenue dans ce travail. Les auteurs démontrent que selon les valeurs de la déformation en compression imposée à l'assemblage  $\epsilon_a$  et de

son coefficient de Poisson  $\nu_a$ , la distance entre les deux extrémités de chaque segment, ou longueur de corde, peut augmenter ou diminuer lors de la déformation. Le critère de distinction entre les deux comportements est un angle polaire critique  $\theta'_c$  ; cependant la définition et le sens physique de cet angle-critère n'ont pas de lien avec ceux de l'angle polaire critique  $\theta_c$  séparant les contacts glissants des contacts stables, introduit par Pan et Carnaby (1988b). Dans la modélisation de Lee et Carnaby (1992),  $\theta'_c$  ne sépare pas les contacts glissants des contacts stables; toutefois, le glissement survient pour les cas d'augmentation de la longueur de corde, lorsque celle-ci devient égale à la longueur du segment, c'est-à-dire lorsque la fibre devient droite. Les auteurs explicitent les expressions mathématiques permettant de reconnaître le comportement d'un segment (flexion/redressement/glissement) selon sa courbure initiale et son orientation, et de calculer le nombre et la longueur moyenne des segments inclus dans chaque catégorie. En outre, Lee et Carnaby (1992) présentent une expression de l'énergie de déformation totale, calculable pour une déformation imposée  $\varepsilon_a$  dans la mesure où le coefficient de Poisson de l'assemblage  $\nu_a$  est connu, et proposent d'obtenir la valeur exacte de  $\nu_a$  par la minimisation de cette énergie.

## **1.2 Modèles du comportement mécanique en compaction de renforts utilisés pour la production de pièces composites**

### **1.2.1 Les modèles de réseaux de fibres parallèles lubrifiées de Gutowski**

Gutowski a proposé une série de modèles du comportement en compaction normale des réseaux lubrifiés de fibres parallèles non-tissées constituant le renfort de rubans préimprégnés minces. Dans les premières versions de ces modèles (Gutowski, 1985; Gutowski, Cai, Kingery, Wineman, 1986; Gutowski, Kingery, Boucher, 1986), les auteurs posent que les fibres présentent naturellement une ondulation régulière dans le plan vertical et définissent un ensemble de volumes prismatiques de dimensions égales,

circonscrivant chaque segment de fibre délimité par deux contacts successifs. Les renforts sont représentés par un ensemble de volumes égaux, déformables et alignés de façon régulière. L'équation des poutres de Kirchhoff est appliquée aux segments compris dans ces volumes, et le rapport de leur longueur  $\ell_1$  à la hauteur de leur arche  $c_1$ , représentées à la figure 1.11, est donné par l'équation suivante:

$$\ell_1 = \beta \cdot c_1 \quad (1.34)$$

Ce rapport étant égal à celui défini entre la longueur des volumes prismatiques et la différence entre leur hauteur et le diamètre des fibres; l'équation 1.34 est établie de façon arbitraire, et n'est pas démontrée. Le nombre de contacts, comme le nombre de volumes, augmente donc au cours de la compaction. Le rapport  $\beta$  a été évalué par microscopie électronique (Gutowski, Cai, Bauer, Boucher, Kingery et Wineman, 1987). Les valeurs obtenues sont de l'ordre de 100 à 300; le modèle de Gutowski implique donc des rapports de la longueur entre contacts au diamètre des fibres sensiblement plus élevés que ceux présentés par les auteurs de certains des modèles cités à la section 1.1. Les géométries

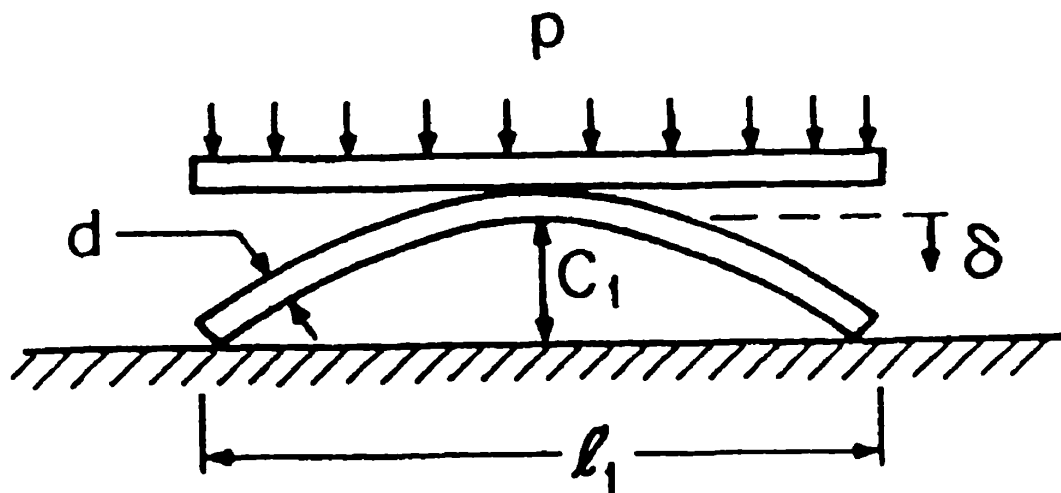


Figure 1.11 Géométrie des segments définie par Gutowski (1985).

des réseaux considérés dans les deux cas peuvent partiellement expliquer cette différence; cependant le modèle géométrique de Gutowski (1985) comme celui de Komori et Makishima (1977) ne peuvent rendre de compte de manière complète de la géométrie des réels assemblages homogènes de fibres alignées.

Deux équations différentes sont établies à partir de cette définition du segment. Dans la première version, la largeur des volumes prismatiques est posée égale à leur hauteur. L'équation finale du modèle est alors donnée par:

$$P = \frac{3\pi E}{\beta^4} \cdot \frac{\sqrt{\frac{v_f}{v_o}} - 1}{\left( \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} - 1 \right)^4} \quad (1.35)$$

où  $E$  est le module d'élasticité des fibres, et  $v_o$ ,  $v_f$  et  $v_a$  représentent respectivement les fraction volumiques de renfort initiale, finale et maximale. Dans la seconde version du modèle, la largeur des volumes prismatiques demeure constante pendant la compaction et l'équation est:

$$P = \frac{3\pi E}{\beta^4} \cdot \frac{1 - \frac{v_o}{v_f}}{\left( \frac{\sqrt{v_a \cdot v_o}}{v_f} - 1 \right)^4} \quad (1.36)$$

Selon la seconde version du modèle de Gutowski (équation 1.36), une diminution de moitié de la distance entre les contacts implique une diminution de moitié de la longueur des volumes prismatiques définis autour des segments, et une diminution de moitié de leur hauteur si le diamètre des fibres est posé négligeable devant la hauteur des volumes

prismatiques. Cependant, la longueur totale des fibres présentes dans l'assemblage demeurant constante, le nombre de volumes prismatiques est multiplié par deux. Une diminution de moitié de la distance entre les contacts équivaut donc à une diminution de moitié du volume total de l'assemblage, ce qui implique que le comportement décrit par le modèle de van Wyk (1946) est identique au comportement décrit par la seconde version du modèle de Gutowski (1985), à la différence que dans ce dernier cas le volume des fibres formant l'assemblage est pris en considération. Ceci élimine la possibilité d'obtenir des fractions volumiques de fibres supérieures à  $v_a$  pour des pressions de compaction  $P$  finies, cette situation étant possible avec le modèle de van Wyk tel que discuté à la section 1.1.1 de cette thèse.

Selon la première version du modèle de Gutowski (équation 1.35), une diminution de moitié de la distance entre contacts équivaut à une division par 8 du volume des prismes, et à une division par quatre du volume totale de l'assemblage, si le diamètre des fibres est considéré négligeable. La relation de proportionnalité de la distance entre contacts au volume de l'assemblage est donc perdue dans ce cas. Les deux versions du modèle de compaction de Gutowski présentées aux équations 1.35 et 1.36 ne sont donc pas équivalentes. Bien que les deux équations puissent être ajustées de façon satisfaisante aux données expérimentales présentées par les auteurs, la relation entre la distance entre deux contacts successifs  $b$  ou la longueur des volumes prismatiques  $l_1$  et le volume total de l'assemblage  $V$  est établie de façon purement arbitraire. Les possibilités d'une utilisation directe de la géométrie de Gutowski (1985) pour la définition détaillée du réarrangement des réseaux de fibres et le calcul des propriétés mécaniques des assemblages de réseaux hétérogènes semblent donc limitées.

Par ailleurs, la définition du terme  $v_a$  requiert certains éclaircissements. Gutowski, Kingery et Boucher (1986) désignent ce terme par l'expression "fraction volumique maximale disponible". Le paramètre  $v_a$  prendra des valeurs élevées pour les réseaux

homogènes de fibres alignées. Cependant, dans le cas de l'application du modèle de Gutowski à un renfort tissé hétérogène, de plus faibles valeurs de  $v_a$  seront observées en raison de la présence entre les mèches, d'espaces demeurant exempts de fibres, et ce en dépit de la pression de compaction  $P$  appliquée. Pour ces renforts, le paramètre  $v_a$  n'est donc pas identifiable à une situation où les fibres, représentées de façon schématique à la figure 1.11, ne sont plus arquées et occupent presque complètement les volumes prismatiques. En conséquence, les valeurs prises par le terme  $v_a$  sont profondément liées à la nature du renfort, et le choix de valeurs de  $v_a$  approchant la limite théorique de 0.906 apparaît douteux pour tout autre type de renfort que ceux étudiés par Gutowski. Ceci restreint donc les applications possibles de l'une ou l'autre des versions du modèle. Enfin, la définition même des volumes prismatiques limite théoriquement la plage de fractions volumiques possibles à un maximum de 0.785 .

Cai et Gutowski (1992) ont proposé une version plus développée du modèle discuté précédemment, permettant le calcul de la réponse à l'imposition de certains états tridimensionnels de contrainte. Les auteurs posent que le renfort est identifiable à un milieu continu, et partitionnent le tenseur général des contraintes appliquées à un élément constitué de fibres lubrifiées et orientées selon un axe principal en la somme d'un tenseur cylindrique et d'un tenseur déviateur. La réponse à la première composante est posée être parfaitement élastique, et le tenseur cylindrique est à son tour décomposé en deux composantes, soit une contrainte axiale et une contrainte latérale. La contrainte latérale est obligatoirement négative, alors que la contrainte axiale peut prendre une valeur positive ou négative, mais obligatoirement supérieure à la contrainte de flambage.

Le calcul des énergies de déformation axiale et en flexion emmagasinées dans la poutre représentant un segment de fibre, suite à l'application de ces deux types de contraintes, permet l'établissement d'expressions liant ces contraintes aux déformations d'un segment de fibre défini entre deux contacts; ces expressions montrent également le couplage existant entre les directions axiale et transverse dans l'assemblage de fibres. Un volume

prismatique est défini autour des segments de fibres; ces dimensions sont analogues à celles du volume ayant mené à l'établissement du modèle présenté par l'équation 1.35, la largeur du volume est donc en tout temps égale à sa hauteur. L'isotropie de l'assemblage dans le plan normal à l'axe des fibres est ainsi imposée, ceci étant cohérent à la définition d'une composante de contrainte latérale unique.

En vertu du modèle de Cai et Gutowski (1992), les éléments composant l'assemblage, c'est-à-dire les volumes prismatiques, se déforment tous de la même façon. Une mèche circulaire de fibres a donc la possibilité, par exemple, de se déformer selon son rayon. Cependant, le modèle ne permet pas le déplacement relatif des fibres. Ainsi, le passage direct des dimensions de cellules  $L$  et  $h$ , telles que représentées à la figure 1.12, à une fraction volumique globale  $v_f$ , amène les auteurs à décrire certains modes de déformations tels que la compaction axiale d'assemblages homogènes, représentée à la figure 1.13, qui ne sont pas admis par les hypothèses du modèle.

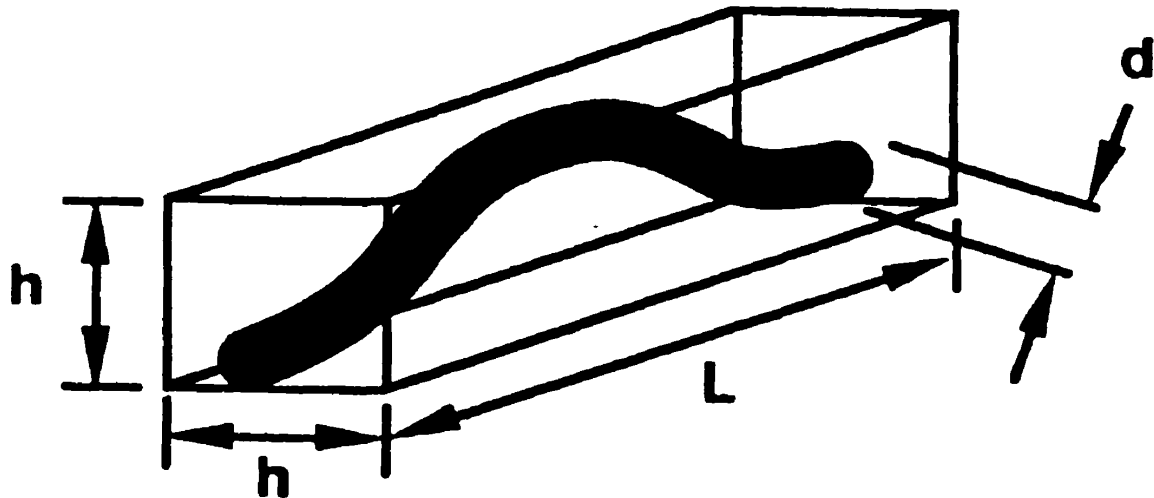
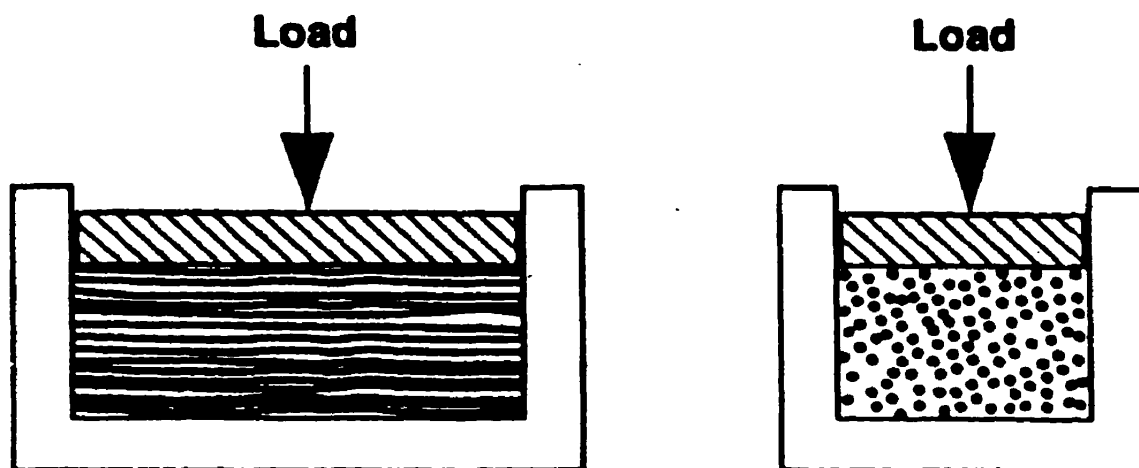


Figure 1.12 Définition du volume prismatique utilisée par Cai et Gutowski (1992).



**Figure 1.13** Compaction axiale d'assemblages homogènes (Cai et Gutowski, 1992).

### **1.2.2 Le modèle de réseaux de fibres parallèles sèches de Simacek et Karbhari**

Simacek et Karbhari (Simacek et Karbhari, 1996; Karbhari et Simacek, 1996) ont travaillé à l'adaptation du modèle de Cai et Gutowski (1992) au cas de renforts non lubrifiés. Les auteurs ont considéré la situation de la fabrication de préformes, opération pendant laquelle les renforts sont compactés à sec. Simacek et Karbhari (1996) considèrent que les différences de comportement mécanique démontrées par, d'une part, les rubans préimprégnés homogènes consolidés en autoclave décrits par Gutowski (1985) et, d'autre part, les textiles hétérogènes utilisés à sec pour la fabrication de préformes, résultent de la présence ou de l'absence d'un lubrifiant, soit la résine, dans le réseau de fibres. Ceci se traduit, dans leur modèle, par la prise en compte du tenseur déviateur des contraintes, posé comme étant indépendant du taux de déformation. Ce tenseur est séparé en une somme de deux composantes  $t_1$  et  $t_2$ , la première correspondant aux contraintes de cisaillement définies dans le plan transverse, et la seconde étant identifiée aux



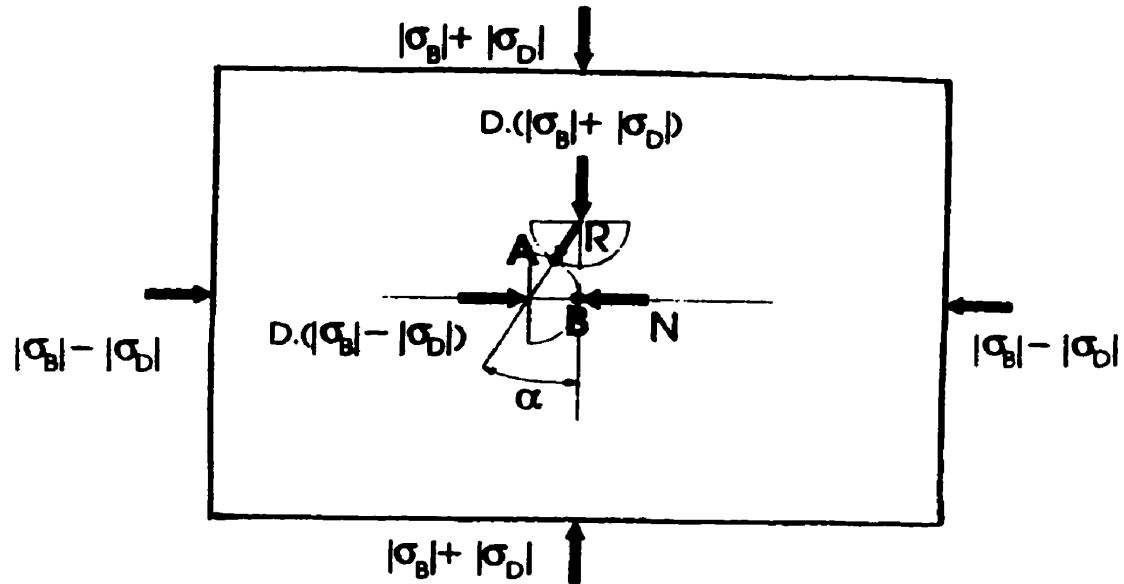
contraintes de cisaillement définies dans les deux plans orthogonaux incluant l'axe des fibres, soit l'axe des  $x$ .

$$t = t_1 + t_2 \quad t_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ t_{yy} \\ t_{zz} \\ t_{yz} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad t_2 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ t_{zx} \\ t_{xy} \end{bmatrix} \quad (1.37)$$

Dans les deux cas, Simacek et Karbhari (1996) modélisent le comportement aux contacts par une loi de Coulomb et introduisent, ce faisant, une dépendance des deux contraintes de cisaillement maximales résultantes aux contacts à la contrainte axiale transverse appliquée; les deux coefficients de friction introduits prennent des valeurs différentes. Cependant les auteurs mentionnent qu'en raison des contacts et interférences entre les fibres, le comportement du réseau de fibres en cisaillement transverse dépend essentiellement de sa géométrie, et ce tant pour les réseaux de fibres lubrifiées que pour les réseaux de fibres sèches; ce constat diminue donc la pertinence de certaines hypothèses de départ, notamment quant à prépondérance de l'effet du fluide sur les propriétés en compaction. Les auteurs proposent une représentation géométrique très simple de cet effet, illustrée à la figure 1.14 , mais ne poursuivent pas dans cette voie.

Par ailleurs, Simacek et Karbhari (1996) n'imposent pas directement dans leur développement l'égalité de la hauteur et de la largeur des volumes élémentaires. Les déformations latérales de l'assemblage  $\varepsilon_x$  et  $\varepsilon_y$  peuvent prendre des valeurs différentes, respectant les équations suivantes, liées à l'isotropie transverse du renfort:

$$\sigma_b = \frac{\sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{2} \quad \varepsilon_b = \frac{\varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}}{2} \quad (1.38)$$



**Figure 1.14 Géométrie de Karbhari et Simacek (1996).**

où  $\sigma_b$  et  $\varepsilon_b$  représentent les contraintes et déformations transverses, définies de façon unique ("bulk stress and strains"); Postle, Ingham et Cox (1952) ont utilisé la même hypothèse de travail dans leur développement. La compaction axiale confinée peut donc être modélisée par les équations originales proposées par Simacek et Karbhari (1996). De même, le modèle prévoit qu'un assemblage non confiné de fibres orientées pourra, lorsque soumis à la compaction, voir sa largeur augmenter jusqu'à de très grandes valeurs, aucune limite n'étant imposée sur  $\varepsilon_{yy}$  ou  $\varepsilon_{zz}$ . Cependant, le modèle original de Simacek et Karbhari ne permet pas une prise en compte rigoureuse du déplacement relatif des fibres, mécanisme qualifié de dominant par ces auteurs.

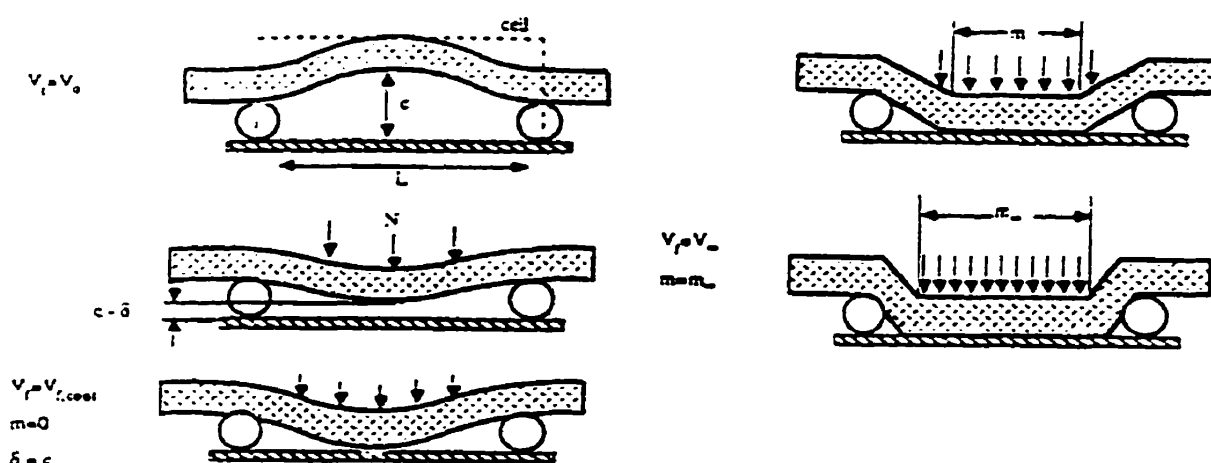
En conséquence, les auteurs proposent deux ajouts à leurs équations de base. Le premier consiste en l'introduction d'un terme de pression fictive, c'est-à-dire une contrainte compressive de valeur finie et constante ajoutée à la contrainte normale transverse  $\sigma_b$  dans le calcul des contraintes de cisaillement maximales supportées par l'assemblage de

fibres, et produisant une cohésion de cet assemblage pour une valeur nulle de la contrainte  $\sigma_b$ . Ce terme, qui ne peut être obtenu qu'expérimentalement, est introduit dans le modèle pour éviter l'étalement complet d'un assemblage qui serait soumis à certains cas de chargement en compaction non-confinée. Le second ajout aux équations initiales consiste en la prise en compte, de façon limitée et approximative, de la déformation élastique en cisaillement dans le plan  $yz$  de l'assemblage, par le calcul des énergies de déformation en torsion et en flexion des fibres découlant de ce mode de déformation de l'assemblage. Cependant, les auteurs ne présentent aucun résultat calculé ou mesuré lié à ce second ajout aux équations de base.

### 1.2.3 Le modèle de compaction de Batch et Macosko

Batch et Macosko (1988) ont publié un modèle semi-empirique du phénomène de la compaction des renforts textiles. Les renforts décrits par ce modèle présentent un comportement élastique linéaire aux faibles fractions volumiques, et un comportement élastique rigidifiant aux fractions volumiques plus élevées; la fraction volumique délimitant ces deux comportements est l'un des paramètres ajustables du modèle. La différence entre les deux comportements provient du fait que lors de la première phase de la compaction, les contacts formés entre les fibres constituant l'assemblage sont de nature ponctuelle, alors que dans la seconde phase, les auteurs assument sur des bases discutables que les contacts entre les fibres sont linéaires, celles-ci étant confinées à des volumes déformables mais dont les frontières demeurent obligatoirement planes et normales à l'axe de la compaction. La géométrie du modèle de Batch et Macosko est présentée à la figure 1.15.

Manifestement, les auteurs ont fait en sorte que leur modèle puisse être ajusté de manière satisfaisante aux courbes  $(v_f, P)$  obtenues expérimentalement avec divers types de renfort, ce que le modèle permet effectivement. En effet, les courbes de compaction



**Figure 1.15 Géométrie du modèle de Batch et Macosko (1988).**

obtenues avec les renforts mats, avec les textiles tissées ou avec les assemblages homogènes de fibres présentent une première zone plus ou moins étendue à l'intérieur de laquelle les charges générées sont relativement faibles; le comportement mécanique des renforts à l'intérieur de cette zone peut être représenté par une rigidité générale constante. Dans la seconde zone de comportement, les renforts se rigidifient de façon plus ou moins prononcée, ce phénomène pouvant être approximé par un modèle de comportement non-Hookéen. Cependant, certains coefficients entrant dans le modèle de Batch et Macosko, explicité aux équations 1.39a à 1.39f, n'ont pas de sens physique précis. Par ailleurs le modèle est relativement lourd, ce dont témoignent les résultats présentés par les auteurs dans leur publication. Le comportement de tous les textiles modélisés est entièrement défini à l'intérieur de l'une ou l'autre des deux zones de comportement, Hookéenne ou non-Hookéenne; conséquemment les auteurs n'ont pû utiliser l'ensemble des capacités de leur modèle avec aucun des résultats expérimentaux retenus pour sa validation. Enfin, dans une expérience citée précédemment, Taylor (1956) a démontré à l'aide de traceurs radioactifs que les contacts entre les fibres parallèles formant un réseau sont de nature ponctuelle. Dans les équations 1.39a à 1.39f,  $K_H$  est la rigidité Hookéenne, donc

constante,  $K_{NH}$  est la fonction de rigidité non-Hookéenne,  $P_H$  et  $P_{NH}$  sont les pressions de compaction à l'intérieur de chacune de ces zones,  $m$  et  $m_\infty$  sont les longueurs courante et maximale des contacts linéaires entre les fibres,  $v_{f,cont}$  est la fraction volumique à laquelle se produit le changement de comportement,  $E$  est le module d'Young des fibres,  $L$  est la longueur constante des segments,  $d$  est le diamètre des fibres,  $\eta$  est une constante géométrique, et  $v_o$ ,  $v_f$  et  $v_\infty$  sont les fractions volumiques initiale, courante et maximale des fibres.

$$K_H = \frac{3\pi E}{(L/d)^4 \cdot v_o} \quad (1.39a)$$

$$K_{NH} = \frac{K_H}{1 - (m/m_\infty)} \quad (1.39b)$$

$$P_H = K_H (v_f - v_o) \quad (1.39c)$$

$$P_{NH} = K_{NH} (v_f - v_o) \quad (1.39d)$$

$$\frac{m}{m_\infty} = \frac{1 - \left[ \frac{(1/v_o) - (1/v_\infty)}{(1/v_o) - (1/v_f)} \right] \eta}{1 - \eta} \quad (1.39e)$$

$$v_{f,cont} = \left[ (1/v_o) - \eta \left( (1/v_o) - (1/v_\infty) \right) \right]^{-1} \quad (1.39f)$$

#### 1.2.4 Modèles empiriques de la compaction et de la relaxation

Divers modèles de compaction et de relaxation empiriques ont été appliqués à la définition du comportement des textiles. Les équations 1.40 à 1.44 représentent respectivement la loi de puissance utilisée par de nombreux auteurs (Gauvin, Lemenn, Clerk, Trochu, 1994; Pierce et Summerscales, 1995; Sebestyen et Hickie, 1971; Samson, 1972), la loi de comportement des sols introduite par Taylor (1948) et équivalente à la loi de puissance, le modèle de Kim, McCarthy et Fanucci (1991), le modèle de Gauvin et Chibani (Chibani, 1988), et le modèle de Hou (1986). Dans ces équations  $P$  représente la pression de compaction,  $v_f$  représente la fraction volumique de fibres,  $h$  représente la hauteur de l'assemblage, et les autres paramètres sont ajustés aux valeurs expérimentales.

$$v_f = A \cdot P^B \quad (1.40)$$

$$\log(v_f) = A \cdot \log(P) + B \quad (1.41)$$

$$v_f = v_i + C \cdot \log(P / P_1) \quad (1.42)$$

$$v_f = \frac{10}{10 \cdot A_o P + A_1 \ln(P) + (A_2 / 10P) + A_3} \quad (1.43)$$

$$P = \frac{k}{A} \cdot \frac{(h_o - h)}{\left[ 1 - \left( \frac{h_o - h}{h_o - mR_f} \right) \right]^n} \quad (1.44)$$

Il est intéressant de comparer l'équation 1.40 au modèle de van Wyk, représenté par l'équation 1.2. Si le modèle de van Wyk est exprimé en fonction de la fraction volumique

de fibres  $v_f$ ,  $V_o$  étant posé infini, la puissance  $B$  de l'équation 1.40 prend une valeur fixe de 0.333 ; cependant, les résultats expérimentaux publiés montrent que la puissance  $B$  prend rarement une valeur fixe, et ce pour un même matériau compacté dans les mêmes conditions.

Les équations 1.45 et 1.46 ont été utilisées par Kim, McCarthy et Fanucci (1991) et Lemenn (1994) pour modéliser la relaxation des contraintes observée à déformation constante; la forme de ces équations a été obtenue à partir de modèles rhéologiques simples. Dans ces modèles  $P$  représente la pression de compaction courante,  $P_o$  représente la pression de compaction initiale,  $t$  représente le temps et  $\tau_i$  représente un temps caractéristique ajusté.

$$\frac{P(t)}{P_o} = \sum_{i=1}^n \frac{P(0)_i}{P_i} e^{-t/\tau_i} \quad (1.45)$$

$$\frac{P(t)}{P_o} = \frac{P_1}{P_o} e^{-t/\tau_1} + \frac{P_2}{P_o} e^{-t/\tau_2} + \frac{E_3 \epsilon_0}{P_o} \quad (1.46)$$

Cependant, Dunlop (1983) a démontré que si chaque type d'assemblage d'éléments de base tels que les ressorts, patins et amortisseurs peut approximer de façon satisfaisante une partie du comportement des textiles soumis à la compaction, aucun assemblage ne semble pouvoir en représenter l'entièreté; ceci confine donc l'application de modèles tels que ceux présentés aux équations 1.45 et 1.46 à certains aspects du phénomène.

### 1.2.5 Le modèle de réseaux de fibres parallèles de McBride

McBride (1997) a proposé un modèle des propriétés mécaniques d'un ensemble de fibres alignées, dont le résultat est une matrice de souplesse tangente, donc dépendante de l'état de déformation de l'assemblage. Ce modèle, qui définit un comportement élastique non

linéaire, retient certains éléments des travaux de Cai et Gutowski (1992) et de Simacek et Karbhari (1996); la principale différence consiste en l'utilisation de l'approche du travail virtuel pour la définition du comportement de la poutre en flexion et en tension.

Le déplacement des points de la poutre représentée à la figure 1.16 et soumise aux efforts normaux et axiaux  $P_T$  et  $P_A$  est exprimé comme suit:

$$\Delta = \int \frac{N_U N_L dx}{EA} + \int \frac{M_U M_L dx}{EI} \quad (1.47)$$

où  $N_L$  et  $M_L$  sont la force axiale et le moment de flexion résultants de l'application des charges  $P_T$  et  $P_A$ , et  $N_U$  et  $M_U$  sont la force axiale et le moment de flexion résultants de charges virtuelles;  $E$ ,  $A$  et  $I$  représentent le module d'Young, l'aire et le second moment de la poutre. Le développement classique conduit à l'expression:

$$\begin{Bmatrix} \Delta_A \\ \Delta_T \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{L}{EA} + \frac{\alpha^2 L}{8EI} & -\frac{\alpha L^2}{4\pi^2 EI} \\ -\frac{\alpha L^2}{4\pi^2 EI} & \frac{L^3}{192 EI} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} P_A \\ P_T \end{Bmatrix} \quad (1.48)$$

L'identification des contraintes et déformations selon le diagramme de la figure 1.17 mène aux expressions suivantes:

$$\sigma_A = \frac{P_A}{h^2} \quad \sigma_T = \frac{P_T}{hL} \quad (1.49a)$$

$$\varepsilon_A = \frac{\Delta_A}{L} \quad \varepsilon_T = \frac{\Delta_T}{h} \quad (1.49b)$$



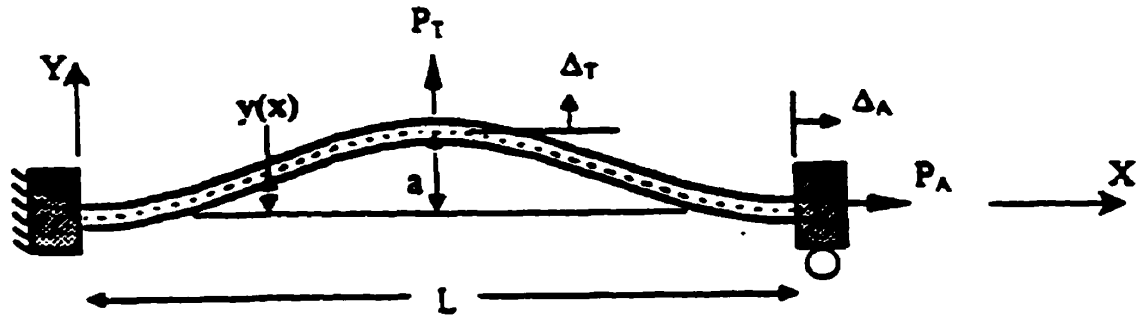


Figure 1.16 Efforts sur l'élément de base du modèle de McBride (1997).

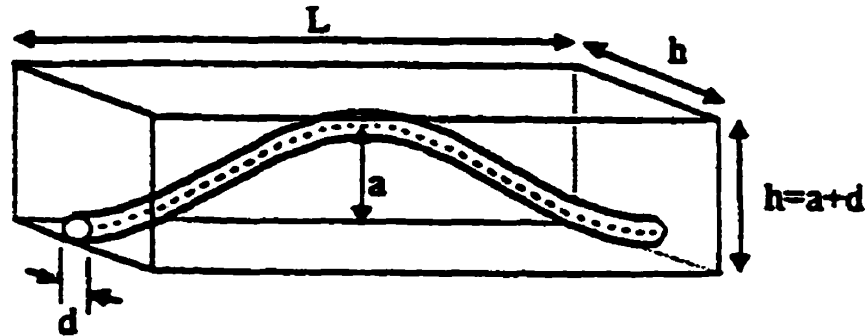


Figure 1.17 Géométrie de l'élément de base du modèle de McBride (1997).

L'utilisation des fraction volumiques  $v_a$  et  $v_f$  et du coefficient d'élancement  $\beta$  tels que défini par Gutowski (1985) conduit au système suivant:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_A \\ \varepsilon_T \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{AA} & S_{AT} \\ S_{AT} & S_{TT} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_A \\ \sigma_T \end{Bmatrix} \quad (1.50a)$$

$$S_{AA} = \frac{4}{\pi E} \frac{v_a}{v_f} \left[ 1 + 2 \left( \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} - 1 \right)^2 \right] \quad (1.50b)$$

$$S_{AT} = \frac{-16\beta^2}{\pi^3 E} \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} \cdot \left( \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} - 1 \right)^3 \quad (1.50c)$$

$$S_{AT} = \frac{\beta^4}{3\pi E} \left( \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} - 1 \right)^4 \quad (1.50d)$$

Enfin, la matrice de souplesse tangente obtenue à partir des expressions précédentes est exprimée comme suit:

$$\begin{Bmatrix} d\varepsilon_1 \\ d\varepsilon_2 \\ d\varepsilon_3 \\ d\varepsilon_4 \\ d\varepsilon_5 \\ d\varepsilon_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{23} & S_{22} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\sigma_1 \\ d\sigma_2 \\ d\sigma_3 \\ d\sigma_4 \\ d\sigma_5 \\ d\sigma_6 \end{Bmatrix} \quad (1.51a)$$

$$S_{11} = \frac{v_a}{\pi/4} \cdot \frac{1}{Ev_f} \quad (1.51b)$$

$$S_{22} = \frac{\frac{\beta^4}{3\pi E} \left( \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} - 1 \right)^5}{\sqrt{\frac{v_a}{v_f}} \left( 5 - \sqrt{\frac{v_f}{v_a}} - 4 \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} \right)} \quad (1.51c)$$

$$S_{12} = \frac{-16\beta^2}{\pi^3 E} \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} \cdot \left( \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} - 1 \right)^3 \cdot \left[ 1 - \frac{\left( 1 - \sqrt{\frac{v_f}{v_a}} \right) \left( 4 \cdot \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} - 1 \right)}{\left( 4 \sqrt{\frac{v_a}{v_f}} - 5 \sqrt{\frac{v_a}{v_o}} + \sqrt{\frac{v_f}{v_o}} \right)} \right] \quad (1.51d)$$

$$S_{23} = -\nu_{TT} S_{22} \quad (1.51e)$$

$$S_{44} = 2(1 + \nu_{TT}) S_{22} \quad (1.51f)$$

$$S_{66} = 2\alpha(1 + \nu_{TT}) S_{22} \quad (1.51g)$$

### 1.2.6 Le modèle de compaction de textiles tissés de Chen et Chou

Chen et Chou (1999) ont proposé un modèle semi-analytique de la compaction des renforts tissés en panier orthogonal (communément identifiés par l'expression "balanced plain weave"). Ce modèle, basé sur l'équation des poutres, prétend pouvoir prédire la fraction volumique maximale à laquelle un tel textile peut être compacté. L'originalité de ce modèle tient essentiellement au fait que les auteurs introduisent leurs principales hypothèses pour décrire la géométrie et l'évolution des mèches, et non celles des fibres. De fait, parmi les différents modèles analytiques ou semi-analytiques revus dans le cadre de cette thèse, le travail de Chen et Chou (1999) est le seul qui soit dévolu à une structure textile hétérogène.

Les auteurs s'intéressent au comportement présenté par les textiles lors de ce qu'ils identifient comme la dernière de trois phases ayant cours lors de la compaction, c'est-à-dire la déformation élastique en compaction des mèches; la nature des autres phases n'est

pas spécifiée. Lors de cette phase, les auteurs assument un comportement linéaire de la pression de compaction à l'épaisseur totale du textile. De plus, les auteurs assument que lors de cette troisième phase de la compaction, la section des mèches change de forme mais son aire demeure constante; la fraction volumique des mèches demeure donc également constante. Ainsi, les auteurs assument que la mèche se déforme progressivement tel qu'illustré à la figure 1.18, la section étant initialement décrite par un ensemble de fonctions trigonométriques arbitraire mais acceptable. La force de compaction, initialement ponctuelle, s'étend sur une surface qui augmente progressivement en raison du réarrangement des fibres. Bien que le détail du phénomène ne soit pas explicité, les fibres doivent essentiellement migrer dans le plan en s'éloignant de l'axe initial d'application de la force. Le phénomène se poursuit jusqu'à ce que les mèches occupent tout le volume initialement libre entre leur surface et le plateau par lequel la force de compaction est appliqué, celui-ci devant donc être horizontal.

L'introduction du concept de réarrangement des mèches présente en soi énormément d'intérêt; ce point est documenté et discuté plus avant dans cette thèse. Cependant, le comportement proposé par les auteurs nécessite que certaines fibres se déplacent latéralement sur des distances qui sont supérieures de plus d'un ordre de grandeur à la fois à leur diamètre, et à la distance parcourue selon un axe normal par le plateau qui se referme sur le textile; les conditions permettant un tel déplacement de fibres semblent difficiles à imaginer.

De plus, comme les auteurs stipulent que la fraction volumique des mèches ne change pas lors de ce phénomène, et qu'elle est donc élevée, il est difficile de comprendre la justification d'une force de compaction qui soit initialement ponctuelle, au lieu d'être distribuée. Or les auteurs mentionnent explicitement que l'épaisseur du textile diminue de 36% lors de la troisième phase de la compaction, pendant laquelle la fraction volumique des mèches est constante.

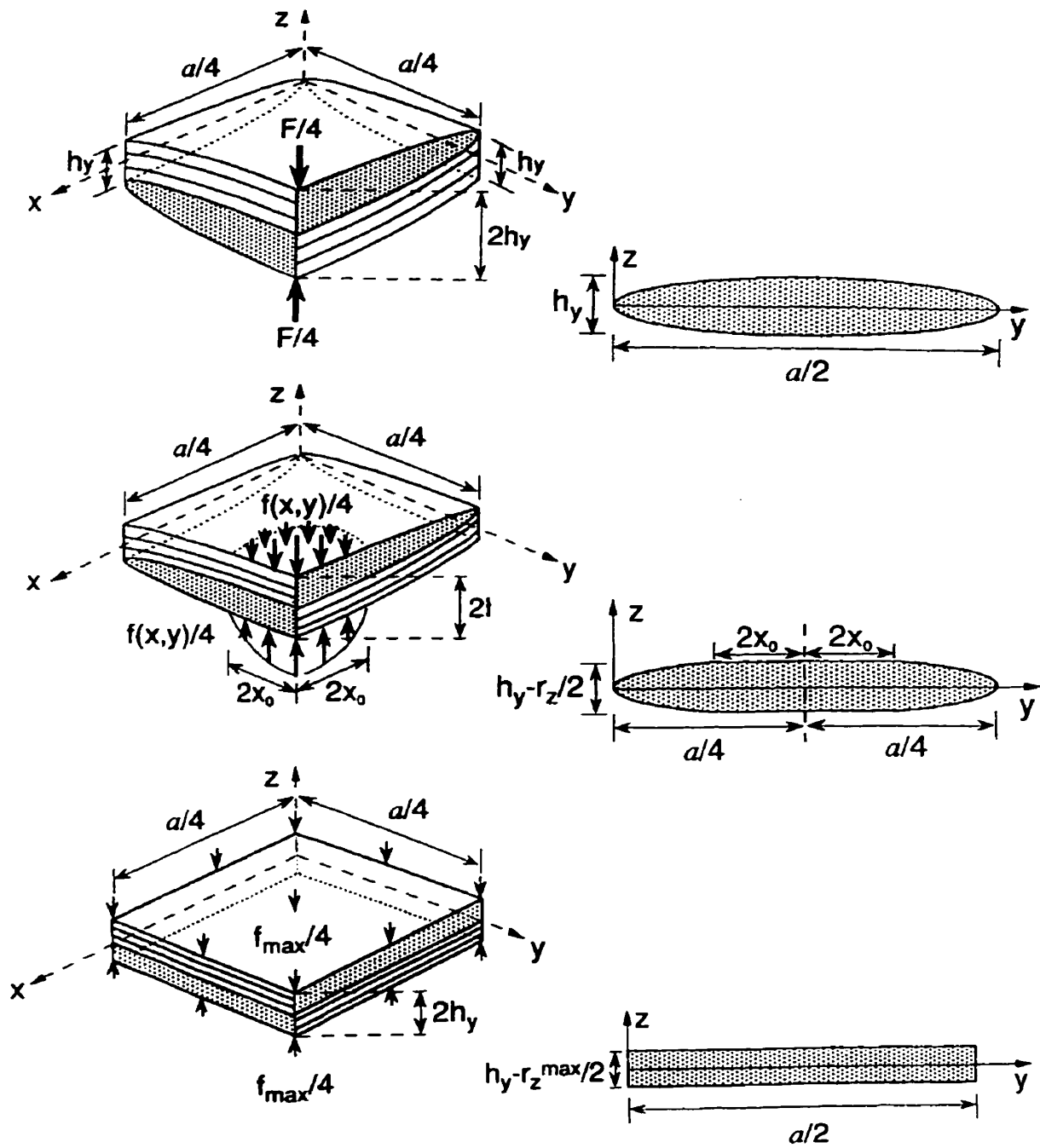
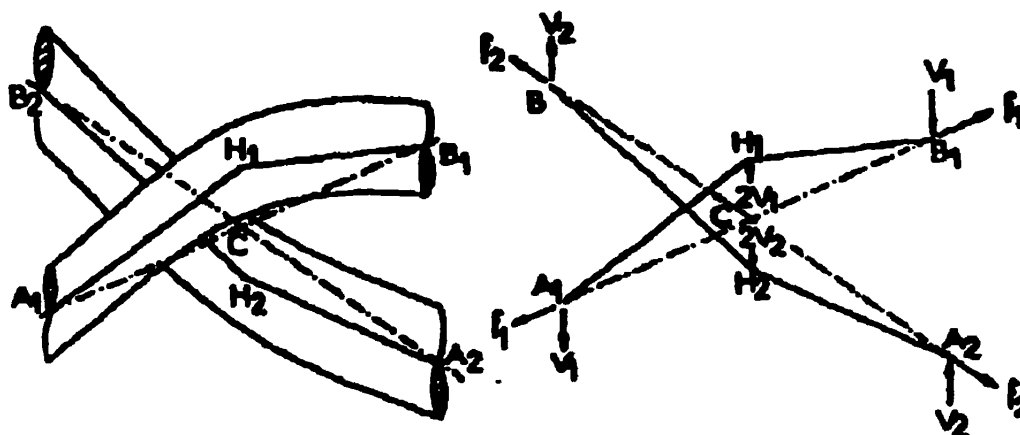


Figure 1.18 Configuration des mèches proposée par Chen et Chou (1999).

### **1.3 Modèles du comportement mécanique en traction, flexion et cisaillement de textiles tissés**

Potter (1979) présente les résultats d'une étude expérimentale du comportement en traction de renforts textiles, effectuée en vue de l'évaluation de leur aptitude au drapage de moules. L'auteur effectue une série d'essais de traction de renforts bidirectionnels orientés à  $45^\circ$  de l'axe de trame, et démontre la présence de glissement aux points de contact de la trame et de la chaîne, l'importance de ce glissement augmentant progressivement au cours de la traction. Cependant, l'auteur montre que le glissement diminue lorsque de plus larges échantillons de tissus sont testés, et pose que le glissement est négligeable dans le cas de pièces de renfort telles que celles utilisées dans la fabrication de pièces composites de dimensions moyennes. Les courbes de traction obtenues par Potter (1979) présentent un faible niveau de charge initial, suivi d'une augmentation rapide lorsque les fibres de la trame et celles de la chaîne entrent en contact parallèle par cisaillement.

Leaf et Kandil (1980) proposent un modèle permettant le calcul de l'extension dans le plan d'une toile soumise à un chargement simultané selon les axes de la trame et de la chaîne. Les auteurs utilisent un modèle géométrique simple de la maille élémentaire ("saw-tooth model"), souvent repris, et représenté à la figure 1.19; les limites d'un tel modèle géométrique peuvent être évaluées au vu de résultats tels que ceux de Saunders, Lekakou et Bader (1998, 1999). Les mèches sont assimilées à des poutres, et le calcul des énergies de déformation en traction axiale, en compaction latérale et en flexion permet l'obtention de la réponse aux sollicitations axiales. Les auteurs proposent une approche simple au regard de travaux antérieurs sur le sujet, suite à l'introduction de l'hypothèse de petites déformations. Le travail de Leaf et Kandil (1980) démontre néanmoins le couplage entre les propriétés en traction dans le plan des textiles et les propriétés en compaction des mèches, et la nécessité de la prise en compte de ces dernières pour l'obtention de valeurs réalistes pour les premières. Par ailleurs, peu d'auteurs ont traité la

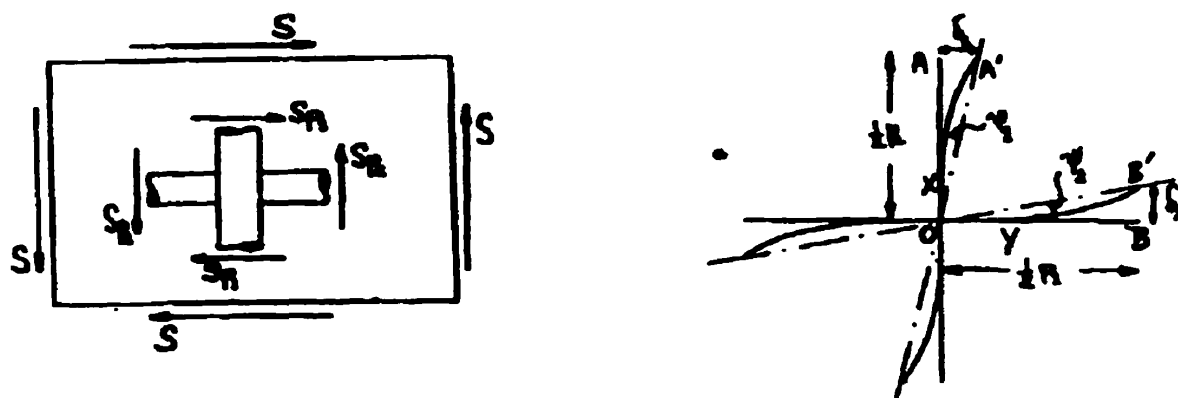


**Figure 1.19 Géométrie de la maille élémentaire de Leaf et Kandil (1980) pour le calcul des extensions dans le plan.**

rigidité en traction de mèches de fibres continues alignées; les travaux publiés considèrent plutôt les propriétés d'assemblages de fibres discontinues (par exemple, Carnaby et Curiskis, 1987), ou le calcul statistique de la résistance ultime des assemblages à la traction (par exemple, Pan, 1993). Cette situation s'explique par le fait que la plupart des auteurs considèrent que la rigidité des mèches de fibres selon leur axe est égale à celle du matériau constituant les fibres; or comme Leaf et Kandil (1980) ont montré que la rigidité des structures textiles dans le plan n'est pas égale à celle des mèches, Cai et Gutowski (1992) et Simacek et Karbhari (1996) ont montré que la rigidité axiale des mèches de fibres alignées est légèrement inférieure à celle des fibres, en raison de l'ondulation naturelle des fibres et de la présence de divers défauts d'alignement dans le réseau.

Leaf et Sheta (1984) proposent un modèle de calcul de la réponse élastique initiale des toiles aux déformations en cisaillement. Les auteurs assument qu'aux faibles déformations, aucun glissement n'est possible aux contacts des mèches de la trame et de la chaîne, et que les portions des mèches qui se superposent aux contacts forment un

ensemble parfaitement rigide. La portion des mèches se déformant est donc limitée à la distance comprise entre ces zones rigides, tel qu'illustré à la figure 1.20. Les auteurs discutent le calcul de l'aire de contact des mèches de la trame et de la chaîne, et proposent des fonctions permettant le calcul de cette aire. Ces fonctions ainsi que les coefficients qu'elles contiennent sont obtenus de façon arbitraire; les auteurs concluent leur article en soulignant l'importance du calcul de l'aire de contact dans le modèle qu'ils proposent, démontrant l'interaction existant selon eux entre les propriétés en compaction des mèches et les propriétés en cisaillement de la toile. Ce point est également mentionné par Leaf, Chen et Chen (1993) dans une publication portant sur le calcul des propriétés en flexion des toiles.



**Figure 1.20 Géométrie de la maille élémentaire de Leaf et Sheta (1984) pour le calcul du cisaillement initial dans le plan.**

Matsudaira et Kawabata (1988a, 1988b, 1988c) proposent une étude des propriétés mécaniques dans le plan de la soie naturelle tissée utilisée pour la confection des vêtements traditionnels japonais. Le travail de ces auteurs se concentre sur le remplacement de l'évaluation manuelle, donc subjective, des propriétés et du confort des textiles utilisés pour la production de vêtements, par la combinaison de propriétés mécaniques mesurées, ces combinaisons étant effectuées par diverses fonctions de

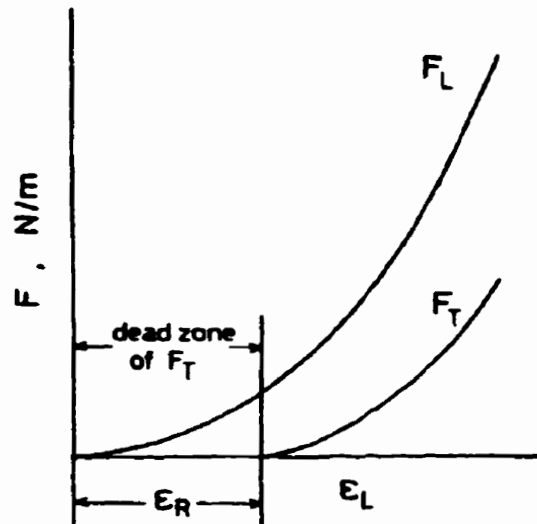
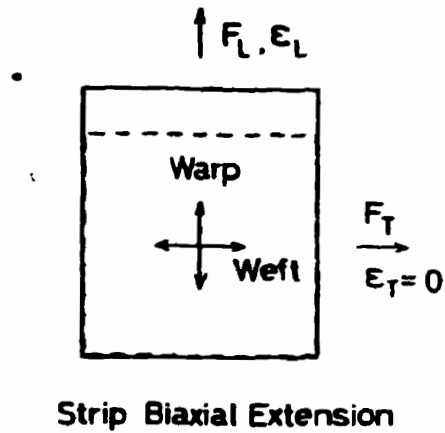


corrélation brevetées. L'ensemble d'appareils de mesure développés par l'un des auteurs et regroupés sous l'appellation de système KES-F (Kawabata Evaluation System for Fabrics) constitue la référence industrielle pour l'évaluation des propriétés mécaniques des textiles et de leurs composantes, et est utilisé dans plusieurs centres d'étude des technologies textiles.

Matsudaira et Kawabata montrent que les propriétés particulières des tissus de soie résultent de la présence d'un espacement entre les mèches de la trame et de la chaîne, dans la zone où les mèches se superposent et devraient normalement être en contact; cet espacement est le résultat d'un traitement de retrait de la séricine présente sur les fibres brutes, effectué après l'opération de tissage. Les résultats d'un essai de traction biaxiale à déformation transverse  $\varepsilon_T$  nulle effectué sur un tissu de soie sont présentés schématiquement à la figure 1.21, où les variables  $F_L$ ,  $F_T$ ,  $\varepsilon_L$  et  $\varepsilon_R$  représentent respectivement la force mesurée dans le sens longitudinal, la force mesurée dans le sens transverse, la déformation longitudinale, et la valeur de la déformation longitudinale à partir de laquelle une valeur non nulle de  $F_T$  est mesurée.

La figure démontre sans équivoque l'effet important qu'ont les divers paramètres de la micro-structure de l'assemblage de fibres sur les propriétés générales des textiles. Matsudaira & Kawabata (1988b) proposent une analyse fort différente de celle de Leaf et Sheta (1984) concernant le comportement en cisaillement des textiles tissés. Les auteurs posent que les mèches de la trame et de la chaîne pivotent aux points de contact; la force de cisaillement requise pour que l'angle défini entre les mèches varie d'une quantité  $\phi$  est alors donnée par l'équation 1.52:

$$F_s = \frac{\{\pm T_m + C_3\phi \pm (C_1 + C_2\phi \pm C_4\phi) k \cdot W / \cos \phi\}}{\{\lambda y_o \cos \phi \pm (C_1 + C_2 \pm C_4\phi) k \cdot \sin \phi\}} + W \tan \phi \quad (1.52)$$

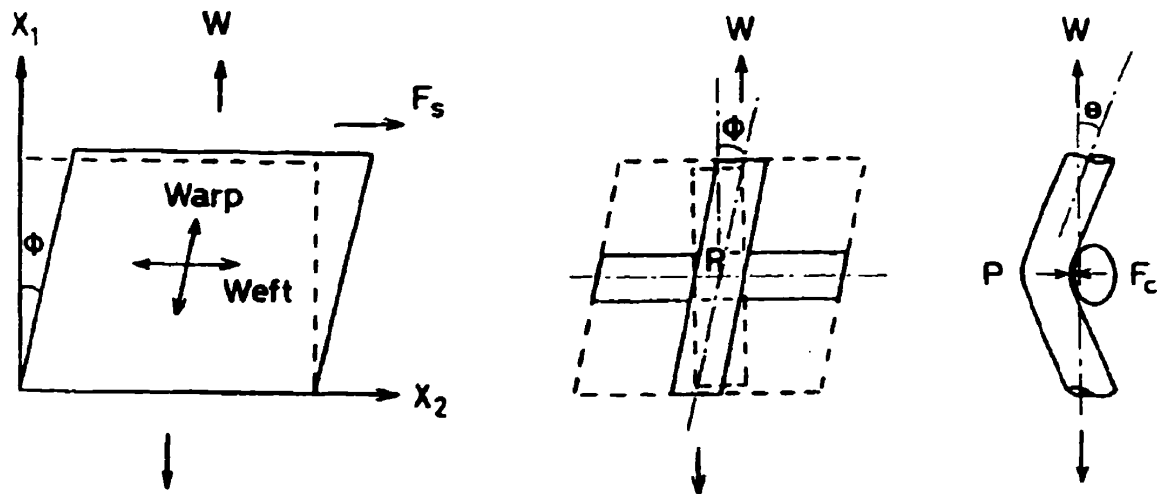


**Figure 1.21 Test de traction biaxiale de Matsudaira et Kawabata (1988a).**

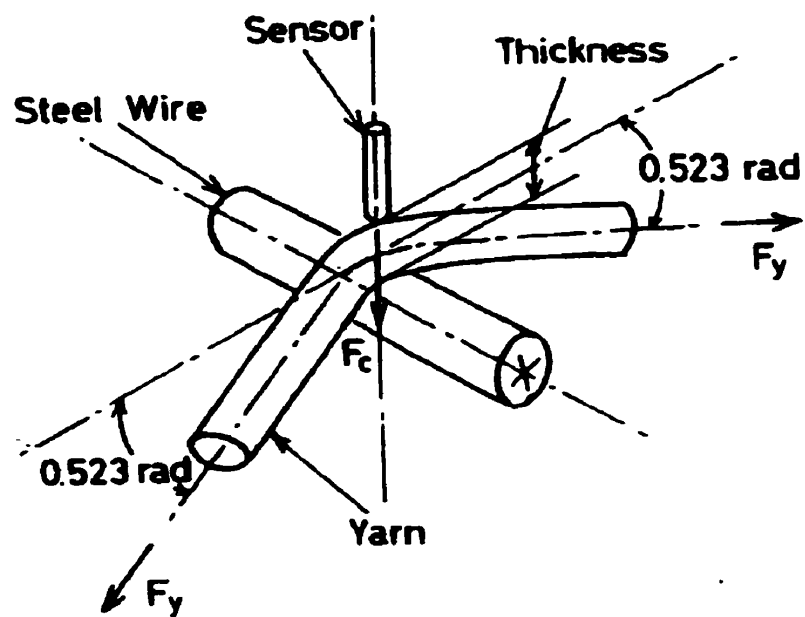
où  $T_{ro}$ ,  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  et  $C_4$  sont des paramètres constants,  $\lambda$ ,  $y_o$  et  $k$  sont des paramètres représentant la géométrie du matériau, et  $W$  est la force de traction imposée selon l'un des axes du textile; cette force étant reliée à la force compressive au contact  $F_c$  par l'équation 1.53:

$$F_c = 2W \cdot \tan \theta \quad (1.53)$$

tel qu'illustré à la figure 1.22; le schéma représentant l'appareil de mesure du comportement des contacts en rotation apparaît à la figure 1.23. Indépendamment de la différence entre les approches théoriques utilisées, la force de compaction au contact joue un rôle dans la définition du comportement en cisaillement des textiles, tant pour le modèle de Matsudaira et Kawabata (1988) que pour celui de Leaf et Sheta (1984).



**Figure 1.22 Forces dans le modèle de Matsudaira et Kawabata (1988b).**



**Figure 1.23** Schéma de l'appareil de mesure du comportement en rotation des contacts entre les mèches de la trame et de la chaîne, composante du système KES-F (Matsudaira et Kawabata, 1988c).

## **CHAPITRE 2**

### **SYNTHÈSE**

Chacun des chapitres 3, 4 et 5 de cette thèse est constitué de l'un des trois articles à contenu expérimental publiés dans le cadre de la présente étude sur le comportement en compaction des renforts textiles hétérogènes. Ces chapitres sont respectivement intitulés "Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing: I - review of experimental results" (Compaction de renforts textiles utilisés pour la production de pièces composites: I - revue des résultats expérimentaux), "Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing: II - compaction and relaxation of dry and H<sub>2</sub>O-saturated woven reinforcements" (Compaction de renforts textiles utilisés pour la fabrication de pièces composites: II - essais de compaction et de relaxation de renforts tissés secs et saturés d'eau), et "Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing: III - reorganization of the fiber network" (Compaction de renforts textiles utilisés pour la fabrication de pièces composites: III - réorganisation du réseau de fibres). Le chapitre 6, intitulé "Modélisation géométriques des renforts textiles plans" est présenté sous un format classique.

Le chapitre 3 contient les résultats d'une analyse, effectuée par l'auteur, d'un certain nombre de résultats expérimentaux de compaction et de relaxation de renforts textiles disponibles dans la littérature. Il est connu que le comportement des renforts textiles change selon leur structure, certains paramètres des procédés de fabrication tels que le nombre de couches utilisées pour produire une pièce ou le nombre de cycles de compaction appliqués aux renforts lors de la production ayant également un effet sur leur rigidité et autres propriétés mécaniques. Ces changements des propriétés peuvent avoir des conséquences sur la définition des procédés de fabrication, dans un contexte où certaines grandeurs telles que la fraction volumique occupée par les renforts doivent

être contrôlée de façon relativement précise. Cependant les observations effectuées par différents auteurs sur divers renforts n'ont pas été systématiquement comparées ou généralisées. Les résultats expérimentaux obtenus en compaction et en relaxation sont revus dans le chapitre 3. L'objectif principal de ce travail est l'identification de tendances générales reliées à l'effet de paramètres de procédé tels que le nombre de couches de renfort, le nombre de cycles appliqués au renforts, le niveau de pression de compaction appliquée, le taux de compaction, la structure des textiles, etc. L'effet de ces paramètres sur le phénomène de relaxation à épaisseur constante est également revu.

Dans ce chapitre, les résultats expérimentaux de compaction et de relaxation présentés par Gauvin, Lemenn, Clerk et Trochu (1994), Lemenn (1994), Clerk (1994), Kerachni (1992), Knight et Jayaraman (1993), Kim, McCarthy et Fanucci (1991), Piechowski et Kendall (1992) et Gutowski (1985) ont été ajustés aux équations suivantes:

$$v_f = A \cdot P^B \quad (2.1)$$

$$\frac{P}{P_o} = 1 - C \cdot t^{(1/D)} \quad (2.2)$$

De plus, les paramètres suivants ont été calculés pour chacune des courbes expérimentales de compaction ou de relaxation: la rigidité représentative  $M$ , définie par la pente d'une droite passant par les points de la courbe de compaction  $P = 0.2 P_{max}$  et  $P = P_{max}$ , où  $P_{max}$  est la pression de compaction maximale appliquée; la fraction volumique représentative  $Rv_f$ , mesurée à un niveau de pression de compaction constant; le rapport  $P_{300}$  de la pression initiale à la pression à  $t = 300$  s mesurée en relaxation; et enfin le temps caractéristique de relaxation  $t_r$ , défini à l'intersection de la tangente à la courbe de relaxation ( $t, P/P_o$ ) à  $t = 0$  s et l'abscisse. Pour les courbes dont

les fichiers de données n'étaient pas disponibles, un nombre de points supérieur à 25 a été échantillonné. Le logiciel SigmaPlot 2.0 a été utilisé pour l'ajustement des données expérimentales. Les différentes étapes du traitement des fichiers originaux de compaction ou de relaxation incluent le retrait des zones documentaires de ces fichiers, la réduction à environ 700 points de leur longueur par le retrait de points expérimentaux à intervalles réguliers, la correction de la distance entre les plateaux associée à la rigidité de l'appareillage expérimental, la conversion des distances entre plateaux et des forces en fractions volumiques de fibre et en pressions, l'ajustement du référentiel de temps au début de la relaxation pour les fichiers de données prélevées lors de ces essais, et enfin l'ajustement proprement dit des données aux équations 2.1 et 2.2 .

Les résultats expérimentaux démontrent une importante distribution des valeurs de l'exposant  $B$  ajustées à l'équation 2.1; les résultats démontrent également que ce paramètre, de même que les autres paramètres liés aux phénomènes de compaction et de relaxation, obéissent néanmoins à certaines tendances. Pour les renforts tissés, la rigidité représentative  $M$  et la fraction volumique initiale  $A$  augmentent avec le nombre de cycles et le nombre de couches, et diminuent légèrement avec l'augmentation de la vitesse de compaction. L'exposant  $B$  montre une réponse inverse à celle des paramètres  $A$  et  $M$ ; enfin la fraction volumique représentative  $R_v$  augmente avec le nombre de cycles et la vitesse de compaction, mais diminue avec l'augmentation du nombre de couches. Les mêmes effets du nombre de couches sur les paramètres  $M$ ,  $A$  et  $B$  ont également été observés lors de la compaction de mats, ainsi que les effets du nombre de cycles sur les paramètres  $A$  et  $B$ . Par ailleurs, un niveau de relaxation moindre est observé lorsque la pression de compaction maximale appliquée aux renforts est plus élevée, et lorsque le nombre de plis utilisés est moindre.

L'analyse des résultats expérimentaux démontre que les empilements épais de renforts sont plus rigides que les empilements minces, et requièrent une pression de compaction

plus élevée pour l'atteinte de la même fraction volumique. La structure globale du matériau compacté diffère donc selon le nombre de plis, cette différence ayant un impact tangible sur les propriétés mesurées; il est toutefois possible de remédier aux limitations imposées par l'utilisation d'empilements épais de renforts par l'imposition de cycles de compaction consécutifs. Les résultats montrent également que l'effet de changements apportés à la vitesse de compaction est principalement visible lors de la phase de relaxation des renforts, et non pendant la compaction. Par ailleurs, l'indice de rigidité  $B$  prend des valeurs inférieures à 0.200 pour les textiles tissés testés, et supérieures à 0.200 pour les mats, alors que la plupart des valeurs de la fraction initiale de fibres  $A$  sont comprises dans la plage (0.001-0.03) pour les mats et (0.01-0.35) pour les textiles tissés. Enfin, la variabilité des coefficients  $M$  et  $B$ , inférieure à 7%, est satisfaisante pour ce type de matériaux.

Le chapitre 4 de la thèse contient les résultats d'un programme expérimental effectué par l'auteur sur trois textiles tissés. Le programme a été défini de façon à fournir un plus grand nombre de résultats en relaxation, et permettre la comparaison des effets de certains paramètres de procédé à partir d'un même nombre d'essais. Une attention particulière a également été apportée à l'étude du comportement en compaction des renforts textiles lorsque ceux-ci sont saturés par un fluide, l'eau distillée dans le cas présent. À la connaissance de l'auteur, aucune étude de l'effet de ce paramètre sur les propriétés en compaction des textiles n'a été publiée. La moitié des essais effectués dans le cadre de l'étude proposée au chapitre 4 de la présente thèse a été effectuée sur des empilements de textiles saturés.

Une série de cycles de chargement a été imposée aux renforts. Ces cycles sont constitués de trois étapes, soient le chargement à vitesse constante jusqu'à l'atteinte d'un niveau de pression de compaction choisi, le maintien de la fraction volumique imposée au renfort pendant une période de temps choisie, et enfin le retrait de la charge à vitesse



constante. Les paramètres de procédés investigués dans cette étude expérimentale sont le nombre de couches, le temps de maintien à fraction volumique constante imposé à l'empilement, la vitesse de compaction, la pression de compaction maximale appliquée, le nombre de cycles consécutifs appliqués et la saturation des renforts par de l'eau distillée à température ambiante. Les résultats des essais de compaction et de relaxation ont respectivement été exprimés sous forme de courbes  $(v_f, P)$  et  $(t, P/P_0)$  obtenues selon la procédure de traitement des fichiers de données brutes décrite ci-haut. Les paramètres décrits précédemment ont été calculés. De plus, l'énergie de compaction  $E_I$  et la perte d'énergie  $E_L$  ont été analysées, ces paramètres étant calculés selon les équations 2.3 et 2.4. Trois architectures textiles ont été testées, soient un tissé de mèches torsadées ("double twill"), une toile, et un textile non entrecroisé.

$$E_I = \left| \int_{T_o}^{T_{min}} P dT \right| \quad (2.3)$$

$$E_L = \frac{\int_{T_o}^{T_{min}} P dT + \int_{T_{min}}^{T_r} P dT}{\int_{T_o}^{T_{min}} P dT} \quad (2.4)$$

Un appareillage de compaction dédié a été construit; cet appareillage se distingue par sa capacité de compacter des renforts textiles immergés dans un fluide. Le plateau inférieur de l'appareillage est doté d'une série de capteurs de pression permettant la mesure du profil de la pression générée dans le fluide pendant la compaction. Ainsi, la pression résultant de l'écoulement du fluide à travers le milieu poreux que constituent les renforts peut être soustraite de la pression totale appliquée, et la pression de compaction portée par le renfort est ainsi obtenue. Le montage a été installé sur une machine d'essais hydraulique MTS 810, et permet la compaction d'échantillons

mesurant 125 mm par 125 mm et d'une hauteur maximale de 50 mm . L'acquisition des données des capteurs de pression a été effectuée au moyen du logiciel LabVIEW. Les données recueillies avec ce logiciel et celles recueillies avec le système TestStar de la machine d'essais MTS ont été combinées et synchronisées après la réalisation des essais; le signal de déplacement généré par le logiciel de contrôle TestStar ayant été redirigé vers le système d'acquisition LabVIEW lors des essais, il se retrouve dans les fichiers de données produits par les deux systèmes.

Les résultats montrent que de façon générale, l'influence de la structure des renforts testés est plus perceptible pendant la phase de compaction des renforts que pendant la phase de relaxation. Le paramètre ayant l'impact le plus prononcé sur le comportement en compaction est le numéro de cycle; l'évolution des valeurs des paramètres  $A$  et  $B$  lors de l'imposition de cycles successifs indique un changement dans la structure des renforts, les paramètres observés  $A$  et  $B$  ayant été associés à cette structure au troisième chapitre de la présente thèse. Les paramètres de procédé démontrant les impacts les plus importants sur le comportement en relaxation des renforts sont la vitesse de compaction et l'immersion des renforts dans un fluide.

Les résultats montrent que bien que les valeurs de perte d'énergie  $E_L$  augmentent pour les premiers cycles de compaction imposés aux renforts textiles lorsque les fractions volumiques atteintes sont plus élevées, par exemple lorsque la pression de compaction imposée est doublée, elles diminuent progressivement lorsqu'une série de cycles de compaction successifs est appliquée à un renfort, et ce en dépit du fait que la fraction volumique du renfort augmente également dans ce cas. Ceci démontre à nouveau l'importance de la réorganisation ayant cours dans le renfort textile lors de l'imposition de cycles successifs. La réorganisation du réseau de fibres lors de cycles successifs résulte en une augmentation de la fraction volumique de fibres à laquelle la pression de compaction apparaît, en une augmentation, quoique plus faible, de la fraction

volumique maximale atteinte lors de la compaction, en une diminution du niveau de relaxation mesuré, et en une diminution des pertes d'énergies enregistrées sur les cycles complets. Enfin, une réorganisation durable des réseaux semble requérir l'imposition et le retrait de la pression de compaction appliquée au renfort. D'une part, les valeurs des paramètres  $A$  et  $B$  ne sont pas affectées par le niveau de pression imposé aux échantillons, indiquant que la forme de la courbe de compaction obtenue ne change pas au cours de la compaction. D'autre part, l'imposition d'un temps de maintien sous charge de 300 secondes n'altère pas les propriétés en compaction mesurées lors de cycles successifs. Le type de réorganisation du réseau ayant cours lors de cette période de maintien, observable par la diminution de la pression enregistrée entre les plateaux, n'a donc pas d'effet sur les propriétés en compaction des renforts textiles. La réorganisation du réseau de fibres constituant le textile, comme la présence d'un fluide, ont une influence importante sur le comportement général en compaction et en relaxation des renforts.

Le chapitre 5 de la thèse propose une étude de la réorganisation des fibres dans les textiles tissés soumis à un chargement en compaction normale à leur plan. Les résultats des travaux présentés aux chapitres précédents de la thèse ont permis la quantification de l'effet de l'application de cycles de compaction successifs sur les propriétés mécaniques des renforts. Ces travaux, comme certaines références publiées, mentionnent l'importance de la géométrie des réseaux de fibres sur les propriétés mécaniques des textiles, sans la définir de façon précise ni commenter son évolution. Une série d'essais au cours desquels 51 cycles de compaction successifs ont été imposés aux renforts a donc été réalisée, et l'évolution des propriétés mécaniques des renforts textiles mesurées lors de l'application de ces cycles successifs a été comparée à une série d'observations microscopiques effectuées sur les renforts originaux et sur les renforts cyclés. Quatre renforts tissés ont été retenus pour cette étude, soient une toile, deux tissus non entrecroisés, et un tissu de type "mock leno" ; les essais de

compactions ont été effectuées sur des textiles secs, saturés dans l'eau distillée, et saturés dans l'huile de silicone, et ce à différents niveaux de pression de compaction maximale imposée. L'appareillage conçu dans le cadre de l'étude expérimentale discutée ci-haut a été utilisé, et les données expérimentales ont été traitées selon la méthode décrite précédemment.

Le chapitre présente d'abord les résultats d'une première série d'essais effectués sur des renforts secs, à différents niveaux de pression de compaction maximale. Les photographies à faible grossissement des échantillons prises avant et après l'imposition de 51 cycles de compaction successifs montrent un élargissement notable des mèches, les espaces initialement présents entre elles étant substantiellement réduits. Les mèches présentent également des surfaces plus régulières. Les courbes de l'évolution de la fraction volumique maximale mesurée en fonction du nombre de cycles imposés, ( $NC$ ,  $v_{f,max}$ ), obtenus à divers niveaux de pression de compaction, montrent que la fraction volumique maximale augmente rapidement lors des 5 premiers cycles, l'essentiel de l'augmentation étant obtenu lors des 10 premiers cycles de compaction; toutefois, la fraction volumique continue d'augmenter de façon régulière au-delà de ces cycles, et une limite sur  $v_{f,max}$  ne peut être identifiée à l'intérieur des 51 cycles imposés.

L'observation microscopique de sections de plaques composites fabriquées à partir des renforts utilisés dans leur état initial et des renforts cyclés procure une explication à ce phénomène; les plaques fabriquées de renforts cyclés montrent, en accord avec les photographies à faible grossissement mentionnées ci-haut, un étalement important des mèches ainsi qu'un changement général de leur forme. Toutefois, des espacements entre les mèches demeurent présents après 51 cycles, reconnaissables dans les plaques moulées par la présence de zones riches en résine; l'ampleur de ces zones est cependant fortement diminuée. Les propriétés mécaniques des pièces composites peuvent donc être modifiées par l'imposition de quelques cycles de compaction préalablement à

l'injection du mélange réactif. Par ailleurs, les courbes démontrent que le nombre de cycles requis pour l'obtention d'un niveau donné d'augmentation de la fraction volumique maximale  $v_{f,max}$  est indépendant du niveau de pression maximale appliquée, et que la rigidité des renforts réorganisés n'est pas modifiée de façon très importante. Enfin, les pertes d'énergies  $E_L$  mesurées sur les renforts réorganisés demeurent à des niveaux relativement importants.

La seconde partie du chapitre 5 présente les résultats de cycles de compaction imposés à des empilements de renforts secs, saturés dans l'eau distillée, et saturés dans l'huile de silicone. Ces essais permettent l'identification de deux comportements des textiles en compaction, soient un premier comportement apparaissant lors des premiers cycles, caractérisé par un étalement des mèches, et contrôlé par la réorganisation des fibres à l'intérieur du textile, et un second comportement apparaissant lors des cycles subséquents, caractérisé par une relative stabilité des dimensions de section des mèches, et contrôlé par le comportement aux contacts des fibres. Une différence de comportement manifeste des renforts immergés dans différents milieux est démontrée, aux nombres de cycles élevés, par les courbes de la perte d'énergie  $E_L$  proposées. Enfin, la dernière partie du chapitre 5 présente les résultats de tests de traction effectués sur des mèches de verre extraites de renforts textiles préalablement soumis à différentes quantités de cycles de compaction successifs, ces cycles étant également différenciés par le niveau de pression de compaction maximale appliquée au renfort. Ces essais démontrent que la compaction induit des bris dans les renforts, et que la diminution des propriétés résiduelles résultant de l'application des 10 premiers cycles de chargement est relativement faible, notamment aux pressions inférieures à 2.0 MPa. Les conclusions tirées du chapitre 5 sont les suivantes: d'abord, la vaste majorité des renforts textiles utilisés dans des opérations de production industrielles le sont dans leur état instable, c'est-à-dire que leur comportement mécanique en compaction est fortement tributaire de la réorganisation des fibres les constituant. Les modèles de

compaction d'assemblages de fibres alignées devraient donc prendre en compte ce phénomène, qui semble nettement plus déterminant dans le comportement des renforts pendant les premiers cycles que la présence d'un fluide; or les modèles récents identifient la présence du fluide à titre de facteur prépondérant, sans toutefois baser cette affirmation sur l'observation directe. La seconde conclusion de ces travaux est que la présence de zones riches en résine dans les pièces composites peut être fortement diminuée par l'application d'un certain nombre de cycles successifs sur les renforts préalablement à l'injection de la résine.

Le chapitre 6 de la thèse présente certains éléments d'un modèle géométrique des textiles plans. Le modèle est défini à deux niveaux, soit celui de l'architecture textile et celui des mèches. Une série d'outils mathématiques permettant la définition de l'architecture des textiles tissés, tressés et non-entrelacés est d'abord revue. Ces outils ont été développés par l'auteur à l'université de Nottingham et sont inclus à titre d'introduction aux éléments géométriques définis au niveau des mèches, qui sont originaux à cette thèse. Les définitions produites à l'aide de ces outils sont présentées sous un format simple et indépendant du procédé utilisé pour produire le textile; il est ainsi possible de définir l'architecture de différents types de textiles constituant une préforme sous un format unique. Par ailleurs, ces outils ne définissent que la façon dont les mèches et les fils constituant un textile donné s'entrelacent; la section des mèches et les trajectoires suivies par leurs axes moyens ne sont pas imposées dans le développement. Ceci laisse une liberté appréciable à l'utilisateur cherchant à définir la géométrie d'un textile de façon complète. Celui-ci a la possibilité, par exemple, d'imposer une section elliptique pour les mèches ou encore de la définir par l'intersection de deux arcs de cercles. De même, l'information fournie par ces outils peut aisément être superposée aux trajectoires de mèches calculées par une simulation cinématique du drapage pour fournir, de façon rapide et simple, une définition tridimensionnelle approximative d'un textile drapé sur un moule.

Une telle définition tridimensionnelle peut être utilisée pour le calcul de nombreuses propriétés des préformes et des pièces composites, la perméabilité n'étant qu'un exemple parmi d'autres. Cependant la littérature permet de constater que la perméabilité des textiles, pour reprendre cet exemple, varie fortement avec divers paramètres géométriques des textiles tels que la section des mèches et leur fraction volumique. Il est à toutes fins utiles certain que des phénomènes tels que l'étalement et l'interpénétration ("nesting") des mèches, observables lors de la fabrication des préformes, ont un impact majeur sur la perméabilité. En conséquence, la pertinence des modèles géométriques de l'architecture textile obtenus par les outils mentionnés ci-haut semble limitée s'ils sont directement combinés à des sections et trajectoires de mèches imposées; à la limite cette approche ne fait que déplacer les inconnues géométriques à une échelle plus faible.

Si l'on accepte l'hypothèse selon laquelle une mèche peut être assimilée à un milieu continu, il est envisageable de solutionner ce problème par l'obtention de propriétés constitutives définissant le comportement des mèches; cette approche est documentée au premier chapitre de la thèse pour certains assemblages de fibres. Une telle solution, combinée aux définitions des architectures présentées ci-haut, pourrait ultimement permettre la modélisation de certains éléments du comportement des textiles qui sont documentés aux chapitres 3, 4 et 5 de la thèse; elle pourrait aussi être appliquée à la modélisation d'autres types de déformations. L'établissement de propriétés constitutives pour la mèche de fibres alignées requiert d'abord sa définition géométrique; le chapitre 6 présente quelques étapes initiales en ce sens.

Dans la partie du chapitre 6 qui est originale à cette thèse, le contact simple entre deux fibres est discuté; les fibres présentent une faible ondulation autour d'un axe moyen droit, et leurs axes sont parallèles. La probabilité de contact entre une fibre présentant une oscillation périodique définie dans un plan et une particule située à une distance

radiale quelconque de l'axe moyen de la fibre est documentée pour divers diamètres et amplitudes, et diverses fonctions d'oscillation. Cette information est ensuite utilisée pour définir, de façon statistique, le contact entre deux fibres séparées par une distance et un angle de phase arbitraires. La distribution de la probabilité de contact est établie, et les effets du diamètre des fibres, de leur amplitude et de la fonction d'oscillation sont discutés.



### **PRÉSENTATION DU CHAPITRE 3**

Le chapitre 3 contient les conclusions de la revue et de l'analyse des résultats expérimentaux publiés pour la compaction de renforts selon un axe normal à leur plan. Cette revue a été entreprise afin d'identifier certaines tendances générales du comportement des renforts. Ces tendances sont quantifiées à l'aide d'une série de paramètres simples, définis dans le chapitre et choisis de façon à offrir une perception aisée du phénomène. Les valeurs prises par ces paramètres sont obtenues à partir des équations de deux modèles empiriques ajustés aux données expérimentales. Les conclusions tirées dans ce chapitre ont été obtenues par l'analyse de 319 courbes expérimentales. Considérant le nombre de paramètres de mise en oeuvre étudiés par les auteurs cités ainsi que la très grande diversité de renforts disponibles, ce nombre de courbes est relativement faible et des études supplémentaires sont nécessaires. Les données publiées permettent cependant d'identifier certains éléments définissant le comportement des renforts textiles en compaction.

### **CHAPITRE 3**

## **COMPACTION OF TEXTILE REINFORCEMENTS FOR COMPOSITES MANUFACTURING: I - REVIEW OF EXPERIMENTAL RESULTS**

**François Robitaille**, École Polytechnique de Montréal, Canada

**Raymond Gauvin**, École Polytechnique de Montréal, Canada

### **3.1 Abstract**

As new developments are brought to the group of manufacturing processes for composite parts known as liquid composites molding (LCM), the compaction behavior of the textile reinforcements is increasingly seen as an important parameter of the definition of these processes. The evolution of the permeability tensor of the reinforcements with time, the general kinetics of the manufacturing operations and the modelization of these processes depend to a large extent on the compaction behavior of the reinforcements used, especially in flexible-wall RTM and autoclave molding. Also, more research efforts are devoted toward the development of a complete analytical model of the properties of heterogeneous textile reinforcements. In this paper the published experimental data related to the compaction and relaxation of random mats and woven reinforcements are gathered. Observed parameters are defined, which allow numerical comparisons of the experimental curves to be made, as well as the identification of general trends seen with most tested reinforcements. The effects of various processing parameters are identified, and relations to published analytical models of the mechanical properties of fibrous assemblies are discussed.

### 3.2 Introduction

Textile reinforcements such as random mats and woven materials are widely used for composites manufacturing because they allow the fabrication of stiff parts while being easily handled; this explains the success of many processes such as RTM, SRIM, etc. In order to obtain high fiber-content parts the reinforcements must be compacted at some point of every manufacturing process; this is illustrated for the classic case of RTM in figure 3.1. The behavior of a reinforcement subjected to a force applied normal to its plane has important consequences on the mold design and equipment specifications for all processes using textile reinforcements. Dave, Kardos and Dudukovic (Dave, Kardos et Dudukovic, 1987) and others have shown that this behavior changes the consolidation kinetics for processes where the resin is brought inside the reinforcements prior to laminate consolidation, such as autoclave molding and others. For the simulation of these processes, the expression for the compaction behavior is as important as the definition of the permeability tensor; hence most published consolidation models require such an expression (Kempner et Hahn, 1994; Jönsson et Jönsson, 1992a, 1992b; Han, Trevino, Lee et Liou, 1993; Han, Lee et Liou, 1993; Ahn et Seferis, 1993). Moreover, the compaction behavior of the fibrous reinforcements determines the evolution of the permeability tensor with respect to time for processes where the compaction is free to continue as the resin is injected, such as vacuum infusion molding or flexible-wall RTM.

Textile reinforcements are known to behave differently as their structures change; some processing parameters such as the number of textile layers used to produce the parts or the number of compaction cycles applied to the reinforcements during the manufacturing also have an effect on the rigidity of the reinforcements. This may have important consequences on the process definition in a context where the fiber volume fraction, for example, must be precisely controlled. However observations made by different authors on various reinforcements have not been systematically compared or generalized. In this paper, the

published experimental compaction results are reviewed. The main objective is to identify general trends related to the effect of processing parameters such as the number of layers used in the part, the number of compaction cycles applied to the reinforcements, the level of pressure applied to the reinforcements, the compaction rate, the structure of the textile and others, on the compaction behavior. The effect of these processing parameters on the stress relaxation observed as the reinforcements are compressed and maintained at a constant total height is also discussed. Results from a seven-parameters experimental plan performed in our laboratory on three reinforcements with and without lubricating fluid, and microscopic observations of the reorganization process taking place in the textile reinforcements as they are compacted, will be proposed in following papers. These results may be used with others as a base for the validation of analytical models of the mechanical behavior of textile reinforcements.

### **3.3 Analytical compaction models**

Models of the mechanical behavior of diverse fibrous structures have been proposed by researchers from the fields of composites processing and textile mechanics. Some works apply to assemblies of randomly oriented fibers or to the bundles of aligned fibers from which textile reinforcements are made; other works are related to the identification of a stiffness matrix defining the behavior of a unit element of fibrous materials with arbitrary orientation of the fibers. A model readily applicable to the compaction of heterogeneous structures made of aligned fiber bundles, normal to their plane, is not available.

Van Wyk (van Wyk, 1946) proposed a model for the compaction behavior of 3-dimensional networks of randomly oriented fibers. In this model the deformation of the assembly is caused solely by the bending of the fiber segments extending between fiber-to-fiber contacts; the rigidifying behavior described by the model results from the obtained analytical relation of proportionality between the average distance between contacts and

the total volume of the fiber assembly. The geometry used to calculate the average segment length as a function of the total volume, similar to the one used in the kinetic theory of gases, is illustrated in figure 3.2 with  $0 < \theta < \pi/2$ . The model is bounded by values of the compaction pressure  $P$  of  $P = 0$  at a fiber volume fraction  $v_f = v_o$ , and  $P = \infty$  at  $v_f = \infty$  and leads to a non-linear, rigidifying behavior in compaction; the time-relaxation phenomenon is not described. While some authors (Anderson, Cox et Hardy, 1952; Medley, Stell et McCormick, 1962; Grosberg, 1963) working on twistless slivers and drafting theories confirmed van Wyk's relation between the number of fiber-to-fiber contacts and the volume of the fiber network, Stearn (Stearn, 1971) addressed the question of the change in the distribution of the fiber's orientations during the compaction of initially random networks and proposed an approximate solution. Based on the work of Kallmes and Corte (Kallmes et Corte, 1960), Komori and Makishima (Komori et Makishima, 1977) introduced the density function of fiber's orientations  $\Omega(\theta, \varphi)$ , allowing the calculation of the number of contact in any fiber assembly. The geometry used to obtain the function  $\Omega(\theta, \varphi)$  is illustrated in figure 3.3 for the contact of fibers A and B of diameter  $d$  and length  $\lambda$ . Lee and Lee (Lee et Lee, 1988) used this geometrical definition to derive the initial compressional moduli and Poisson's ratios of homogeneous assemblies with arbitrary fiber orientations. The anisotropy of these assemblies was demonstrated; initial compression moduli were shown to be proportional to  $v_f^3$  while Poisson's ratios are independant of  $v_f$ . No procedure to update the density function  $\Omega(\theta, \varphi)$  was proposed. The function  $I$  introduced by Lee and Lee (Lee et Lee, 1988) may be seen as a correction applicable to the proportionality factor  $k$  in van Wyk's relation (van Wyk, 1946), not changing the basic inverse cubic relation between the pressure and the volume of the assembly introduced by this author. In both of these works it was assumed that no new contact points appear during the compaction. A model of the initial, low strain elastic response of fiber assemblies to shear was proposed by Pan and Carnaby (Pan et Carnaby, 1988a), in a treatment similar to the one of Lee and Lee (Lee et Lee, 1988) for compaction. Lee, Carnaby, Carr and Moss

(Lee, Carnaby, Carr et Moss, 1990) published an insightful review of the works of Lee and Lee (Lee et Lee, 1988), van Wyk (van Wyk, 1946) and others.

Curiskis and Carnaby (Curiskis et Carnaby, 1985) discussed the application of continuum mechanics to homogeneous fiber assemblies such as bundles, subjected to small strains and showing a linear elastic behavior represented by the generalized Hooke's law. Time effects were not considered. The authors represented the bundle of aligned fibers as a degenerate square-symmetric continuum defined by six independent elastic constants. Partial generalization to non-linear behavior was proposed using a multivariate curve-fitting approach to correlate experimental results to incremental values of the terms of the tangent compliance matrix. Difficulties associated to the linkage, through frictional mechanisms, of the shear compliances and the transverse stresses, and associated limitations of the degenerate square-symmetric case, were highlighted. Djaja, Carnaby, Moss, Carr and Lee (Djaja, Carnaby, Moss, Carr et Lee, 1989) proposed an updating procedure of the segment orientations for assemblies of aligned fibers with helical crimp subjected to extension and twisting. The dimensional changes of the assembly were assumed to be accommodated by a change in the length of the helices; therefore the only variable to update at each incremental step, apart from the fiber volume fraction  $v_f$ , is the helix angle. In another publication the same authors (Djaja, Moss, Carr, Carnaby et Lee, 1992) detailed the assembly of elements used to modelize the axisymmetrical, small strains of circular yarns of helical fiber.

Further developments to the micromechanical models of the fibrous unit cell were proposed. Komori and Itoh (Komori et Itoh, 1991 a, 1991b) resumed Stearn's (Stearn, 1971) hypothesis of affine deformations for the assembly; this allowed the proposal of an explicit, differential rule for the updating of the density function of segment's orientations  $\Omega(\theta, \varphi)$ . Considering segment bending as the sole deformation mechanism, expressions for the deformation energy were obtained. Results are presented for different compaction

cases on random fiber networks. Lee, Carnaby and Tandon (Lee et Carnaby, 1992; Lee, Carnaby et Tandon, 1992) introduced a joint permeability density function of the orientation and length of segments initially showing the same curvature, and considered bending, straightening and slippage of the fiber segments; affine deformation hypothesis were used. Carnaby and Pan (Carnaby et Pan, 1989; Pan et Carnaby, 1988) introduced fiber slippage in their work, based on Grosberg's (Grosberg, 1963; Grosberg et Smith, 1966) definition of the fiber contact behavior, and modeled the compaction hysteresis. A critical polar angle was defined as the slippage criterion, and a procedure for updating the density function  $\Omega(\theta, \varphi)$  was derived for the calculation of the tangent compliance matrix for large, non-linear deformations. Grosberg (Grosberg, 1963; Grosberg et Smith, 1966) showed that non-zero contact forces exist between fibers in unloaded assemblies; Carnaby and Pan (Carnaby et Pan, 1989; Pan et Carnaby, 1988) further assumed that during the recovery stage, a finite force is required to overcome the frictional resistance at the contacts. The hysteresis calculated by these authors is not time-dependent; relaxation of the assemblies of fibers is not explained. The geometry of the slippage criterion defined by Carnaby and Pan (Carnaby et Pan, 1989; Pan et Carnaby, 1988) is presented in figure 3.4.

Compaction models were proposed by authors interested in composites processing. Batch and Macosko (Batch et Macosko, 1988) published a model based on the beam bending equation where the compacted reinforcements show a Hookean behavior at low values of  $v_f$ , and a rigidifying behavior at higher values of  $v_f$ . The rigidifying behavior results from the assumed transition from pinpoint fiber-to-fiber contacts at low fiber volume fractions to linear contacts of length  $m$  at higher fiber volume fractions; the point of transition between the two behaviors, and the two types of contact, is an adjustable parameter of this model. However, using a radioactive tracer technique, Taylor (Taylor, 1956) showed that in assemblies of roughly parallel fibers, linear contacts are possible but pinpoint contacts are much more likely to occur. Gutowski et al. (Gutowski, Kingery et Boucher, 1986; Gutowski, 1985; Gutowski, Cai, Kingery, Wineman, 1986) proposed different versions of

a compaction model for aligned fibers, applicable to the simulation of prepreg processing. In these models the fibers are assumed to show a periodic undulation or crimp; the distance between contacts is proportional to the compacted volume. The equation for beam bending is applied; fiber segments are initially curved and straighten under pressure. The geometry of one of the earlier versions of Gutowski's model is presented in figure 3.5. This version presents analogies to van Wyk's work (van Wyk, 1946), in the sense that both feature a relation of proportionality between the compacted volume and the average distance between fiber-to-fiber contacts. In a more recent version of the model, Cai and Gutowski (Cai et Gutowski, 1992) studied the elastic response of a lubricated assembly of aligned fibers to a three-dimensional state of stress. The total stress was divided in a cylindrical (elastic) and a deviatoric (viscous) component. The elastic component was further divided in an axial stress, oriented in the direction of the fibers, and a perpendicular bulk stress similar to the hyperelastic solid discussed by Curiskis and Carnaby (Curiskis et Carnaby, 1985). Three material functions are required for the definition of the elastic response. The deviatoric part of the stress tensor is associated to pure shear; the fiber bundle is assumed to show a non-newtonian behavior defined by two viscosity functions. In this work, no shear strengths are defined; however these may appear, for example, in the case of unlubricated bundles of poorly aligned fibers, carrying high loads. Expressions for the differential compliances were derived. Although their model does not take into account such phenomena, the authors mentioned that real fiber bundles tend only progressively to an equilibrium state where a unique relation between  $v_f$  and the applied compaction pressure  $P$  is observed. Since the constitutive relations defining the viscous response are not defined, time effects are not discussed further in this work. Simacek and Karbhari (Simacek et Karbhari, 1996; Karbhari et Simacek, 1996) extended Gutowski's work (Cai et Gutowski, 1992) to include the frictional resistance to both in-plane and transverse shear for unlubricated fiber bundles; the reorganization that occurs during the compaction is discussed by the authors, however it is not formally included in the development of the model.



The application of these works to the compaction of stacked textile reinforcements raises many questions. The structure of the fiber assembly is known to play a key role in the mechanical properties of any woven structure (Matsudaira, Tan et Kondo, 1993); however, because of the complexity of the problem, no published compaction model can fully describe the observed behaviour of the reinforcements. Different empirical compaction models were proposed in the literature (Taylor, 1948; Kim, McCarthy et Fanucci, 1991; Gauvin et Chibani, 1988; Hou, 1986). Their use is justified to a certain extent, since most of them offer more flexibility than, for example, van Wyk's (van Wyk, 1946) analytical model; the inverse cubic law proposed by this author was shown not to always be appropriate, even for the description of the behavior of wools (Carnaby, 1980; Komori, Itoh et Takaku, 1992) for which the model was initially formulated. Distinct phenomena are observed with textiles, that the aforementioned models can not take into account and that may not appear for homogeneous fiber assemblies such as bundles of aligned fibers or masses of randomly oriented fibers. Nevertheless, comparisons and trends drawn from the experimental results may be discussed and compared to the predictions of these models.

### **3.4 Experimental curves and parameters**

In the present work the available experimental results related to the compaction and relaxation of textile reinforcements used for composites manufacturing (random mats and woven rovings) are gathered. Each experimental curve is quantified using the numerical parameters described below. These observed parameters, illustrated in figures 3.6 and 3.7, allow some comparisons to be made; conclusions on the effect of processing parameters such as the compaction speed, the number of compaction cycles applied or the level of imposed compaction pressure are drawn. Experimental results related to in-plane shear of textile reinforcements were not considered in this paper ; although the in-plane shear deformation mode plays a major role in defining the reinforcement's draping capacity, increases of the fiber volume fraction  $v_f$  of the final parts are mostly obtained

through compaction of the reinforcements normal to their plane. Moreover, no analytical model of the compaction of complete textile structures has been published to date; prior to the proposal of such a model, experimental trends obtained from a large array of materials should be identified.

The two following equations were respectively adjusted to the experimental data obtained from compaction and relaxation experiments:

$$v_f = A.P^B \quad (3.1)$$

$$\frac{P}{P_o} = 1 - C.t^{(1/D)} \quad (3.2)$$

The dependent and independent variables are the fiber volume fraction  $v_f$  as a function of the compaction pressure  $P$  for compaction curves, and the ratio of the current compaction pressure  $P$  to the initially applied compaction pressure  $P_o$  as a function of time  $t$  for relaxation curves. The original experimental results being presented under different forms such as curves of the compaction pressure  $P$  or compaction force  $F$  as a function of the fiber volume fraction  $v_f$ , porosity  $\phi$  or height of the reinforcement  $h$  for compaction, and curves of the compaction pressure  $P$  or compaction force  $F$  as a function of time  $t$  for relaxation, the curves that were not expressed using the dependent and independent variables featured in equations 3.1 and 3.2 were converted. In doing so, the values of the area, mass of samples and initial level of imposed compaction pressure provided by the authors were used; a value of  $2.60 \text{ g/cm}^3$  was selected for the density of glass, and the reinforcements were reasonably assumed not to show global deformations in their plane during compaction and relaxation. In equations 3.1 and 3.2,  $A$  is the fiber volume fraction for a compaction pressure  $P$  equal to 1 Pa,  $B$  is the compaction stiffening index (  $B < 1$  ),  $C$  is the pressure decay after 1 s, and  $D$  is the relaxation index.

The power law used to modelize the compaction curves is the same as the empirical relation proposed by Taylor (Taylor, 1948) in his work on soil mechanics. This simple relation was chosen because its broad utilisation by numerous authors allows comparisons to be made with results obtained from the compaction of other media; it has also been included in some consolidation models for composites, such as the model of Dave, Kardos and Dudukovic (Dave, Kardos et Dudukovic, 1987a, 1987b). Another power law was adjusted to the relaxation data. This law differs from the equations used by Kim, McCarthy and Fanucci (Kim, McCarthy et Fanucci, 1991), Lemenn (Lemenn, 1994) and others; these authors represented the fiber assemblies as parallel-elements Maxwell-Wiechert models. Dunlop (Dunlop, 1983) modeled the fiber masses using non-linear springs and friction blocks instead of dashpots; the author showed that a serial assembly of Maxwell-Wiechert-derived models represents best the initial compaction characteristics of fibers masses, while a serial assembly of Kelvin-Voigt-derived models is suitable for the representation of the time-independant compaction hysteresis. Therefore the use of assemblies of units such as springs, dashpots and friction blocks seems to be limited by the selection of an appropriate combination of the elements, which may lead to undue complication in the context of an empirical modelization.

Other observed parameters were defined and adjusted to the experimental curves. For compaction curves, the representative rigidity  $M$  is defined as the slope of a straight line passing through the points  $P = 0.2 P_{max}$  and  $P = P_{max}$  from equation 3.1,  $P_{max}$  being the maximum compaction pressure imposed; the reason for the choice of these bounds is that they provide an evaluation of the rigidity of the reinforcements over the range of  $v_f$  values where they are the most likely to be used, the region of lower compaction pressure presenting limited practical interest. However, while the values of the rigidity  $M$  would be affected by a change in the lower bound, to  $0.3 P_{max}$  for example, the effects of changes in the different processings parameters on  $M$  would remain identical. The representative fiber volume fraction  $Rv_f$  is the typical fiber volume fraction reached

during the compaction. For curves produced in our laboratory (tables 3.2 and 3.3), the value of  $v_f$  at  $P = 1.5$  MPa was reported, while for other curves (tables 3.6 and 3.8) the maximum  $v_f$  reached during compaction was reported. For relaxation curves, the pressure decay after 300 s,  $P_{300}$ , is defined as the fitted value of  $(P/P_o)$  at  $t = 300$  s, and the relaxation time  $t_r$  is defined as the intersection of the tangent to the fitted relaxation curve at  $t = 1$  s and the abscissa. The observed parameters, illustrated in figures 3.6 and 3.7, present in a concise manner the fiber volume fraction at which the compaction pressure  $P$  begins to rise ( $A$ ), the stiffening behavior of the reinforcements ( $B$ ), the average rigidity of the reinforcements ( $M$ ), the fiber volume fraction reached during part production ( $Rv_f$ ), the pressure decay after 1 s ( $C$ ) and after 300 s ( $P_{300}$ ), and the rate of reduction of the pressure during relaxation ( $D$ ,  $t_r$ ), allowing the quantitative identification of the effects of variations of the processing parameters. Equations 3.1 and 3.2 and the aforementioned parameters were chosen for their capacity to provide clear representation and identification of key phenomena and general trends observed with the reinforcements.

The information contained in this paper is related to commercial reinforcements. These reinforcements are identified in table 3.1, along with a short description of their structure, mass per unit area when available, and references; these should be consulted for further details on the structure of the materials. The list of the processing parameters that were studied by the cited authors includes the number of textile layers, the number of compaction cycles, the compaction speed, the temperature (with different binder types), the presence of a lubricant, the stacking sequence, the level of fiber alignment and the level of compaction pressure initially applied.

### 3.5 Results

Typical compaction and relaxation curves obtained in our laboratory by Gauvin,

Lemenn, Clerk and Trochu (Gauvin, Lemenn, Clerk et Trochu, 1994) on two woven materials appear on figures 3.8 and 3.9. The rigidifying behaviour of the compacted EBX 936 material is seen on figure 3.8; the effect of the number of layers is also illustrated. Figure 3.9 shows the time relaxation of previously compacted WR 24 material, and the effect of the level of initially applied compaction pressure. These curves represent well the type of data available in the literature; effects of processing parameters such as the number of layers or the initially applied pressure are seen, but they are not systematically compared. On figure 3.10, the distribution of  $(1/B)$ , the inverse of the stiffening index  $B$  obtained by fitting the available experimental data to equation 3.1, is illustrated. On this figure it is seen that the exponent of the power-law is broadly distributed, instead of taking a single value as assumed by previously mentioned analytical models. The experimental study of the effect of the processing parameters, and the development of new analytical models for complete textile structures, are seen to be justified in regard to this figure.

A quantitative comparison of the effect of the processing parameters is proposed through the use of the aforementioned observed parameters. The results of such comparisons are illustrated by the histograms presented on figures 3.11, 3.12, 3.13 and 3.14 for woven material EBX 936. In these figures the effect of the number of layers, number of cycles and compaction speed on observed parameters  $M$  (representative rigidity),  $A$  (initial fiber volume fraction),  $B$  (stiffening index) and  $Rv_f$  (representative fiber volume fraction) are illustrated. Although the observed parameters such as the stiffening index  $B$  were seen to be broadly distributed on figure 3.10, clear trends appear for the evolution of these observed parameters with the processing parameters. In figures 3.11 to 3.14 it is seen that the representative rigidity ( $M$ ) and the initial fiber volume fraction ( $A$ ) rise with the number of layers and the number of cycles, and are slightly reduced with a rise in the compaction speed; the stiffening index ( $B$ ) is reduced with the number of layers and the number of cycles, and rises slightly with speed; finally the representative fiber volume

fraction ( $Rvf$ ) rises with the number of cycles and the compaction speed, while it is reduced as the number of layers rises. The exact same trends were observed for the compaction of woven materials NCS 81053, NCS 82675, WR 24, BTI C24, EB 315 and HF 360, from the work of Lemenn (Lemenn, 1994), Gauvin et al. (Gauvin, Lemenn, Clerk et Trochu, 1994) et Clerk (Clerk, 1994). This can be confirmed from the data presented in table 3.2; in this table and the following ones, the numerical values taken by the observed parameters are reported for each compaction curve. The curves #1 to #179 correspond to the experiments of Clerk, Lemenn, Gauvin and Trochu on woven materials. Also all histograms produced for these curves and materials are presented by Robitaille et al. (Robitaille, Gauvin, Clerk, 1996).

Trends can be identified for the compaction of mats; the evolution of observed parameters  $M$ ,  $A$  and  $B$  with the number of layers is illustrated on figures 3.15, 3.16 and 3.17 for the material OCF 8610. The trends observed with this material are the same as those observed for wovens; as the number of layers is raised,  $M$  and  $A$  rise while  $B$  is reduced. The same trends were observed with random mats NICO 758, U101, U812 and U814 from the works of Lemenn (Lemenn, 1994) and Kerachni (Kerachni, 1992; Kerachni et Gauvin, 1992). Observed parameters are also affected by the number of cycles. As shown in figures 3.18 and 3.19, in most occurrences  $A$  is seen to rise with the cycle number while  $B$  is reduced. The trends observed in compaction with random mats generally seem to be the same as the ones observed with woven materials; numerical data and additional histograms can be found in table 3.3 and reference the work of Robitaille, Gauvin and Clerk (Robitaille, Gauvin et Clerk, 1996).

Diverse conclusions appear from the analysis of the compaction experiments. As the number of layers used to produce a part is raised, the stack rigidity  $M$  rises while the representative fiber volume fraction  $Rvf$  is reduced. Therefore the additional energy used to compact the reinforcements does not translate into a higher specific stiffness of the

final part; the opposite situation is rather obtained. However this behavior has different implications depending on the final fiber volume fraction  $v_f$  desired for the part. Contrary to  $Rv_f$ , the initial fiber volume fraction  $A$  is seen to rise with the number of layers. Therefore under some processing conditions the specific stiffness of the part may rise for the same applied compaction pressure; this depends on the reinforcement used, and to what extent it is compacted. These considerations have consequences on processes where the applied pressure level is controlled, such as autoclave or bag molding. The situation observed with repeated compaction cycles is different; in that case the representative rigidity  $M$  raises with the number of cycles, and so do parameters  $A$  and  $Rv_f$ . Therefore higher specific rigidities of thick and high fiber volume fraction parts may be obtained by repeatedly compacting the reinforcements.

The observed parameters obtained from relaxation results with woven materials and random mats also present general trends, such as the ones illustrated in figures 3.20 and 3.21. The rise in parameter  $P_{300}$ , corresponding to a reduction of the pressure decay or relaxation is observed on all mats and woven materials presented in figure 3.20 when the level of initially applied compaction pressure  $P$  is raised; as can be seen from tables 3.4 and 3.7 and from Robitaille et al. (Robitaille, Gauvin, Clerk, 1996), the same trend is obtained with materials WOVMAT 1524, Vetrotex U101, Vetrotex U814, HF 360 and NCS 82675. Parameter  $P_{300}$  is reduced as the compaction speed is raised for woven materials EB 315, BTI C24 and WR 24; from the available data it is seen that the effects of the compaction speed are more marked for parameters observed on relaxation such as  $P_{300}$ , than for compaction-related observed parameters such as  $M$  or  $B$ . As seen on figure 3.21 the trend obtained from a rise of the number of layers is the same as the one observed with the compaction speed. The amount of data available from relaxation experiments is limited compared to that for compaction experiments; however consequences of the effects of the processing parameters on the relaxation behavior and manufacturing processes are as important. The fiber volume fraction  $v_f$  of a part will

evolve with time, during the processing, for processes where a constant pressure is imposed on the fiber network. Also, in a closed mold process such as RTM where the height of the reinforcement stack is controlled, the fiber volume fraction of each layer will evolve with time if different reinforcements are used, especially in the first seconds after the mold is closed; changes in the kinetic of the process and final properties of the part will result. Numerical values of the observed parameters appear in table 3.4.

The trends identified above emerge clearly with most cited materials and repeat from a material to another; however the variability of the results is in itself an important aspect to consider. Few authors have provided statistical information related to the natural variability present in their results; the great diversity of available commercial reinforcements and possible processing conditions, and the lack of an established analytical frame, preclude the extensive study of precisely identified variables. However variability information could be obtained from the experimental results produced in our laboratory (Lemenn, 1994; Gauvin, Lemenn, Clerk et Trochu, 1994; Kerachni, 1992; Kerachni et Gauvin, 1992). The variabilities of observed parameters  $M$  (representative rigidity) and  $B$  (stiffening index) appear on figure 3.22 for 57 groups of compaction curves produced under identical experimental conditions with woven materials. The variability was calculated as a coefficient of variation, defined as the ratio of the standard deviation to the average values of the parameters; most groups contained 2 to 4 experimental curves. The figures show that for most groups of curves the coefficient of variation is below 7% for both observed parameters.

Conclusions related to other processing parameters were published. Knight and Jayaraman (Knight et Jayaraman, 1993) worked with two glass mats, one with a non-thermoformable polyester binder insoluble in styrene, and the other with a thermoformable, moderately soluble polyester binder. Binders represented at most 10% of the weight in both cases. Temperatures ranged from 25°C to 176 °C, and closing rates varied from 25 mm/min to



152 mm/min. Parameter  $M$  is represented in figure 3.23. The groups of bars I and II were respectively obtained for low speed with varying temperature and high speed with varying temperature. White bars were obtained for the mat with low solubility binder. An effect of speed seems to appear when comparing groups I and II for the material with high solubility binder; this is seen by a decrease in parameter  $M$ . This effect might be due to the binder, although the effect of the temperature cannot be clearly identified inside each of groups I and II. The numerical parameters corresponding to the curves of Knight and Jayaraman can be found in table 3.5, curves #287 to #298. The effects of the speed on the compaction behavior observed by Gauvin, Clerk, Lemenn and Trochu (Lemenn, 1994; Clerk, 1994; Robitaille, Gauvin et Clerk, 1996) are seen to be coherent with those of Knight and Jayaraman (Knight et Jayaraman, 1993); however opposite findings were obtained by Kim, McCarthy and Fanucci (Kim, McCarthy et Fanucci, 1991). Since the variations in numerical values taken by parameters  $M$ ,  $A$ ,  $B$  and  $Rv_f$  as the compaction speed changes are weak, the effect of the speed on the compaction behavior may be regarded as negligible. However, as previously stated, the compaction speed as important effects on the relaxation behavior. Piechowski and Kendall (Piechowski et Kendall, 1992) studied the behavior of a thermoformable mat using two-level experiment design techniques. The effect of compaction speed, temperature, number of layers and dwell time were investigated. The authors found that the speeds investigated (13 and 76 mm/min) has the strongest effect on the compaction process, forces required at lower speeds being from 32% to 79 % lower than those required at high speed. The most important factor affecting the relaxation of this thermoformable mat was temperature, relaxation being reduced at lower temperatures.

Finally other curves that are not part of a multi-variable study are reported in the literature. On table 3.6 the results from curves of Kim, McCarthy and Fanucci (Kim, McCarthy et Fanucci, 1991) show the effect of the compaction speed on bidirectional material PPG HWR 240 (curves #299 to #301); parameter  $M$  slightly increases with a rise in speed while

parameter  $B$  decreases. These findings are in opposition to the ones of Lemenn (Lemenn, 1994) and Clerk (Clerk, 1994); however speed effects were found to be weak, and the speeds investigated by Kim et al. (Kim, McCarthy et Fanucci, 1994) are different from the ones studied in the works of Lemenn and Clerk. Data from curves #302 to #304, and curves #305 to #307 from Kim et al. (Kim, McCarthy et Fanucci, 1994), respectively represent the behavior of a stack of straight, PPG 1062 glass rovings and a combination of unidirectional and bidirectional materials. Rigidity factor  $M$  rises strongly on successive cycles for both groups, while stiffening index  $B$  decreases, indicating that the behavior deviates more from linearity on successive cycles; the representative fiber volume fraction  $Rv_f$  and initial fiber volume fraction  $A$  both increase on successive cycles. These conclusions are identical to the ones of Clerk, Lemenn, Trochu and Gauvin.

Kim, McCarthy and Fanucci also studied the effect of the presence of a lubricant on the compaction properties of a 0/90° cloth; the numerical values of the observed parameters appear on table 3.6, curves #308 and #309. The rigidity factor  $M$  of the lubricated stack, curve #309, is higher and increases faster (lower  $B$  value); however this stack can be compressed to higher fiber volume fractions. The same authors studied the effect of the stacking sequence for combinations of random mats and bidirectional materials. On curve #310 the two materials were alternated (*rbrbrbrb*), while curve #311 was obtained with a (*rrrrrbbbb*) stack. Curve #311 shows a lower rigidity  $M$ , slightly higher stiffening index  $B$  (slower rigidity increase) and higher representative fiber volume fraction  $Rv_f$ . These variations may be explained by different interpenetration levels of contiguous layers in the stacks, as discussed by and Gauvin et al. (Gauvin, Lemenn, Clerk et Trochu, 1994) and Batch and Cumiskey (Batch et Cumiskey, 1990). Also Gutowski et al. (Gutowski, Cai, Bauer, Boucher, Kingery et Wineman, 1987) studied the effect of the level of alignment of the fibers in bundles (table 3.8, curves #316 and #317). Well-aligned graphite fibers, curve #317, showed a lower representative rigidity  $M$  than poorly-aligned fibers, and could be compacted to higher fiber volume fractions  $v_f$ . Clear effects of the fine geometry of the the

fiber assembly and of the mechanics of the fiber-to-fiber contacts appear; however a unified representation of these effects remains beyond the reach of the analytical models published up to date.

Comparing groups of curves #308 and #309, and #310 and #311, one sees that the lubricated material and the stack with sequence *(rbrbrbrb)* both show a higher representative rigidity  $M$  than their counterparts. However the lubricant rises the representative fiber volume fraction  $Rv_f$  while this value is lower for the *(rbrbrbrb)* stack than for *(rrrrbbbb)*. As previously stated changes in the observed parameters  $M$ ,  $A$ ,  $B$  and  $Rv_f$  resulting from the variation of some experimental parameter do not follow the same trends than those observed with another experimental parameter. Gutowski et al. (Gutowski, Cai, Bauer, Boucher, Kingery et Wineman, 1987) also studied the effect of the constituent material of the fibers (table 3.8, curves #318 and #319). Surprisingly glass fibers, curve #319, showed a higher and faster-increasing representative rigidity  $M$  than AS-4 carbon fibers, curve #318, but the applied compaction pressure required for glass to reach  $v_f$  values around 70% was lower. This means that while the glass needs less compaction pressure to reach a given fiber volume fraction, the volume fraction  $v_f$  of the carbon reinforcement may be more easily controlled in the region of interest for part production.

### 3.6 Discussion

Some aspects of the compaction and relaxation of textile reinforcements used for composites part manufacturing have been the subject of a greater research effort than others. Therefore, due to the nature of the available experimental results, some trends related to the behavior of the reinforcements can be identified with more confidence; in those cases numerical comparisons of the data obtained with different materials become meaningful. The trends that were clearly identified in this paper are as follows.

In compaction, as the number of layers rise, the representative rigidity  $M$  is increased, the initial fiber volume fraction  $A$  is increased and the stiffening index  $B$  is decreased both for random mats and woven rovings; in addition the representative fiber volume fraction  $Rv_f$  decreases with a rise of the number of layers for woven materials. Compaction curves progressively move to lower  $v_f$  values and generally show higher rigidities at  $v_f$  close to  $Rv_f$ . On successively applied compaction cycles,  $A$  is increased,  $B$  is decreased and  $Rv_f$  is increased for both random mats and woven rovings; the representative rigidity  $M$  is also increased for woven rovings. Compaction curves progressively move to higher  $v_f$  values. In relaxation, parameter  $P_{300}$  is increased (less relaxation) as the applied pressure rises, is decreased as the compaction speed rises, and is decreased as the number of layers rises for both random mats and woven materials.

On figure 3.24 the average variations of parameters  $M$ ,  $A$ ,  $B$  and  $Rv_f$  observed as the number of layers is doubled is presented for woven materials NCS 81053, NCS 82675, WR 24, BTI C24, EB 315, HF 360 and EBX 936; for this last material the variations observed as the number of layers passes from 3 to 6, and from 6 to 12, were separated. On figure 3.25 the same variations of parameters  $M$ ,  $A$  and  $B$  are presented for random mats OCF 8610, NICO 758, U101, U812 and U814. Finally, figure 3.26 shows the average variations of parameters  $M$ ,  $A$ ,  $B$  and  $Rv_f$  observed between compaction cycles 1 and 2 on materials NCS 81053, NCS 82675, WR 24, BTI C24, EB 315, HF 360 and EBX 936; the same variations observed with mats OCF 8610, NICO 758, U101, U812 and U814 were merged and the global trends for these materials are presented along with other results; however for the merged random mats the variation of parameter  $M$  was not represented because no clear trend was identified for this parameter. The dispersion of the results presented in figures 3.24, 3.25 and 3.26 is greater than the ones observed on figure 3.22. This results from the fact that the variabilities presented in this figure were calculated from groups of curves produced in identical experimental conditions, while the variations presented in figures 3.24, 3.25 and 3.26 are averages that were obtained

from groups of experimental curves differentiated only by the processing parameter considered (number of layers for figures 3.24 and 3.25, number of cycles for figure 3.26) and otherwise mingled irrespective of changes in other processing parameters.

From figures 3.24 and 3.26 it is seen that the effects of a change in the number of layers and the number of cycles do compare for parameters  $M$ ,  $A$  and  $B$  but differ for the representative fiber volume fraction  $Rv_f$ ; this conclusion had been stated previously. The figures also show that in almost every occurrence the variation of parameters  $M$ ,  $A$  and  $B$  induced by a change in the number of layers is stronger than the one resulting from a change observed on a second compaction cycle. Therefore the behavior of stacks of reinforcements is seen to be related not only to the finer structure of the fiber networks, such as described by Komori and Makishima (Komori et Makishima, 1977), but also to the structure and heterogeneities created at a larger level by weaving and stacking operations. The weaving pattern and the number of layers are inherent elements of the definition of a stack of reinforcements; a model of the compaction behavior of the reinforcements should include the geometry of the higher-level structure and resulting possibilities for fiber movement and reorganization.

On figure 3.24 it is also seen that the relative amplitudes of the variations of parameters  $M$ ,  $A$  and  $B$  generally follow the same sequence; material EB 315 is the most affected by a change in the number of layers while the smallest change is observed with material EBX 936 passing from 6 to 12 layers. Other strong similarities of the same kind are observed considering, for example, the evolution of parameters  $M$ ,  $A$  and  $B$  as the number of layers change for random mats; on figure 3.25 materials OCF 8610, U101 and U814 are found to be less affected than materials NICO 758 and U812. This coherence in the relative amplitudes of the variations of the parameters indicates that the extent to which a given stack of reinforcement is affected by a change in the processing parameters is related to its structure, irrespective of the observed parameter that is

considered; however the variations are more or less important depending on the observed parameter. Figure 3.24 also shows that the changes observed with material EBX 936 are stronger when the number of layers changes from 3 to 6 than when it passes from 6 to 12; such conclusions had previously been obtained by Kerachni (Kerachni, 1992; Kerachni et Gauvin, 1992) for random mats.

Many of the trends identified above appear with both random mats or woven materials; however differences between the two types of reinforcements appear when considering the values taken by the stiffening index  $B$ . These values are presented on table 3.9 for the first, low speed compaction of thick stacks. The table contains data related to all the materials that were tested in our laboratory and cited in the present paper, along with the results published by Trevino, Lee, Rupel, Liou and Young (Trevino, Lee, Rupel, Liou, 1990; Trevino, Rupel, Young, Liou et Lee, 1991). It is seen on the table that while the materials can not be separated through the values taken by the representative rigidity  $M$ , all stiffening index  $B$  values are above 0.200 for the mats and below 0.200 for woven materials. The value of the stiffening index in van Wyk's (van Wyk, 1946) model is 0.333. This corresponds to experimental values observed for mats because the observed initial fiber volume fraction  $A$  values are low for these materials. For woven rovings, the better fiber alignment leads to higher  $A$  values and delays the appearance of compaction pressure to higher  $v_f$  values, resulting in faster-stiffening compaction curves. Most fitted  $A$  values are in the ranges of (0.001-0.03) for random mats and (0.01-0.35) for woven materials.

The aim of the present work was to identify general trends related to the compaction of textile reinforcements used in composites processing; such trends may be compared to the results provided by an analytical model of the behavior of the reinforcements. The observed behavior can be discussed in light of many element of the analytical models cited above; for example, the time relaxation may be explained through the viscosity

functions describing the response of the bundles to shearing, as introduced by Simacek and Karbhari (Simacek et Karbhari, 1996; Karbhari et Simacek, 1996). The raise of the initial fiber volume fraction  $A$  observed on repeated cycles may be the result of the widening of the rovings through fiber slippage as discussed by Carnaby and Pan (Carnaby et Pan 1989; Pan et Carnaby, 1988) and shearing of the rovings as discussed by Simacek and Karbhari. Finally the rise in  $P_{300}$  observed as the initially applied pressure is raised may result from a diminution of the volume available between the rovings for the reorganization of the fiber network, consequence of heterogeneities associated to the rovings and fluctuations in the local fiber volume fraction. However supplementary steps are required toward the obtention of a complete description of the behavior of heterogeneous structures and time-related effects; Cai and Gutowski (Cai et Gutowski, 1992) observed that even bundles of aligned fibers tend only progressively to an equilibrium state where the relation between  $v_f$  and  $P$  is uniquely defined. Other experimental observations, at both the macroscopic level and the level of the textiles, will be required to fulfill this task.

### 3.7 Conclusion

In this paper the available experimental results related to the compaction and relaxation of textile reinforcements used for composites were gathered; observed parameters were defined and numerical comparisons of the results were made. General trends were identified; in compaction, as the number of layers rise, the representative rigidity  $M$  is increased, the initial fiber volume fraction  $A$  is increased and the stiffening index  $B$  is decreased both for random mats and woven rovings; in addition the representative fiber volume fraction  $Rv_f$  decreases with a rise of the number of layers for woven materials. Compaction curves progressively move to lower  $v_f$  values and generally show higher rigidities at  $v_f$  close to  $Rv_f$ . On successively applied compaction cycles,  $A$  is increased,  $B$  is decreased and  $Rv_f$  is increased for both random mats and woven rovings; the

representative rigidity  $M$  is also increased for woven rovings. Compaction curves progressively move to higher  $v_f$  values. In relaxation, parameter  $P_{300}$  is increased (less relaxation) as the applied pressure rises, is decreased as the compaction speed rises, and is decreased as the number of layers rises for both random mats and woven materials. Values of the stiffening index  $B$  were seen to be above 0.200 for the mats and below 0.200 for woven materials. Most fitted  $A$  values are in the ranges of (0.001-0.03) for random mats and (0.01-0.35) for woven materials. Other conclusions related to the effect of the compaction speed, the temperature (with different binder types), the presence of a lubricant, the stacking sequence and the level of fiber alignment were reported. Variability of the observed parameters was seen to be relatively low, considering the type of experimental results presented. Relations to published analytical models of the mechanical properties of fibrous assemblies were discussed.

### 3.8 References

AHN, K.J. et SEFERIS, J.C. (1993). Prepreg processing science and engineering. Polymer Engineering and Science, 33, 1177-1188

ANDERSON, S.L., COX, D.R. et HARDY, L.D. (1952). Some rheological properties of twistless combed wool slivers. Journal of the Textile Institute, 43, T362-T379.

BATCH, G.L. et CUMISKEY, S. (1990). Multilayer compaction and flow in composites processing, Proceedings of 45th SPI annual conference session 9-A, 1-11.

BATCH, G.L. et MACOSKO, C.W. (1988). A model for two-stage fiber deformation in composite processing. Proceedings of the 20th SAMPE technical conference, 641-650.



CAI, Z. et GUTOWSKI, T. (1992). The 3-D deformation behavior of a lubricated fiber bundle. Journal of Composite Materials, 26, 1207-1237.

CARNABY, G.A. (1980). The compression of fibrous assemblies, with applications to yarn mechanics. Mechanics of Flexible Fibre Assemblies, J.W.S. Hearle, J.J. Thwaites, J. Amirbayat, Sijthoff & Noordhoff Publishers, The Netherlands, 99-112.

CARNABY, G.A. et PAN, N. (1989). Theory of the compression hysteresis of fibrous assemblies. Textile Research Journal, 59, 275-284.

CLERK, P. (1994). Étude de compressibilité et de perméabilité de tissus et rédaction de guides de travail, Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Canada.

CURISKIS, J.I. et CARNABY, G.A. (1985). Continuum mechanics of the fiber bundle. Textile Research Journal, 55, 334-344.

DAVE, R., KARDOS, J.L. et DUDUKOVIC, M.P. (1987a). A model for resin flow during composite processing: part I - general mathematical development. Polymer Composites, 8, 29-38.

DAVE, R., KARDOS, J.L. et DUDUKOVIC, M.P. (1987b). A model for resin flow during composite processing: part II - numerical analysis for unidirectional graphite/epoxy laminates. Polymer Composites, 8, 123-132.

DJAJA, R.G., CARNABY, G.A., MOSS, P.J., CARR A.J. et LEE, D.H. (1989). A tangent compliance matrix for an oriented assembly of fibres. WRONZ Communication C111, Wool Research Organization of New Zealand, New Zealand.

DJAJA R.G., MOSS, P.J., CARR, A.J., CARNABY, G.A. et LEE, D.H. (1992). Finite element modeling of an oriented assembly of continuous fibers. Textile Research Journal, 62, 445-457.

DUNLOP, J.I. (1983). On the compression characteristics of fibre masses. Journal of the Textile Institute, 74, 92-97.

GAUVIN, R. et CHIBANI, M. (1988). Modelization of the clamping force and mold filling in resin transfer molding. Proceedings of the 43rd SPI annual conference session 22-C, 1-4.

GAUVIN, R., LEMENN, Y., CLERK, P. et TROCHU, F. (1994). Compaction and creep behavior of glass reinforcements for liquid composites molding. Proceedings of the 10th ASM/ESD technical conference, 357-367.

GROSBERG, P. (1963). The strength of twistless slivers. Journal of the Textile Institute, 54, T223-T233.

GROSBERG, P. et SMITH, P.A. (1966). The strength of slivers of relatively low twist. Journal of the Textile Institute, 57, T15-T23.

GUTOWSKI, T.G. (1985). A resin flow/fiber deformation model for composites. SAMPE Quarterly, 16, 58-64.

GUTOWSKI, T.G., CAI, Z., BAUER, S., BOUCHER, D., KINGERY, J. et WINEMAN, S. (1987). Consolidation experiments for laminate composites. Journal of Composite Materials, 21, 650-669.

GUTOWSKI, T.G., CAI, Z., KINGERY, J. et WINEMAN, S.J. (1986). Resin flow/fiber deformation experiments. SAMPE Quarterly, 17, 54-58.

GUTOWSKI, T.G., KINGERY, J. et BOUCHER, D. (1986). Experiments in composites consolidation: fiber deformation. Proceedings of ANTEC '86 technical conference, 1316-1320.

HAN K., LEE L.J. et LIOU M. (1993). Fiber mat deformation in liquid composite molding. II: modeling. Polymer Composites, 14, 151-160.

HAN K., TREVINO L., LEE L.J. et LIOU M. (1993). Fiber mat deformation in liquid composite molding. I: experimental analysis. Polymer Composites, 14, 144-150.

HOU, T.H. (1986). A resin flow model for composite prepreg lamination process. Proceedings of ANTEC '86 technical conference, 1300-1305.

JÖNSSON, K.A.S. et JÖNSSON, B.T.L. (1992a). Fluid flow in compressible porous media: I - steady-state conditions. AIChE Journal, 38, 1340-1348.

JÖNSSON, K.A.S. et JÖNSSON, B.T.L. (1992b). Fluid flow in compressible porous media: II - dynamic behavior. AIChE Journal, 38, 1349-1356.

KALLMES, O. et CORTE, H. (1960). The structure of paper, I. The statistical geometry of an ideal two dimensional network. TAPPI, 43, 737-752 .

KARBHARI, V.M. et SIMACEK, P. (1996). Notes on the modeling of preform compaction: II - effect of sizing on bundle level micromechanics. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 15, 837-861.

KEMPNER, E.A. et HAHN, H.T. (1994). A model for fiber compaction during composites processing. Proceedings of the 10th ASM technical conference, 536-545.

KERACHNI, A. (1992). Étude de l'écoulement dans les multicouches pour le moulage par transfert de résine. Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Canada.

KERACHNI, A. et GAUVIN, R. (1992). Étude expérimentale de la compressibilité des mats pour le moulage par transfert de résine. Rapport technique EPM/RT-92/25, École Polytechnique de Montréal, Canada.

KIM, Y.R., MCCARTHY, S.P. et FANUCCI, J.P. (1991). Compressibility and relaxation of fiber reinforcements during composite processing. Polymer Composites, 12, 13-19.

KNIGHT, J. et JAYARAMAN, K. (1993). Consolidation behavior of continuous strand random glass mats with binders, SAE Communication 930176, Society of Automotive Engineers, USA.

KOMORI, T. et ITOH, M. (1991a). A new approach to the theory of the compression of fiber assemblies. Textile Research Journal, 61, 420-428.

KOMORI, T. et ITOH, M. (1991b). Theory of the general deformation of fiber assemblies. Textile Research Journal, 61, 588-594.

KOMORI, T., ITOH, M. et TAKAKU, A. (1992). A model analysis of the compressibility of fiber assemblies. Textile Research Journal, 62, 567-574.

KOMORI, T. et MAKISHIMA, K. (1977). Number of fiber-to-fiber contacts in general fiber assemblies. Textile Research Journal, 47, 13-17.

LEE, D.H. et CARNABY, G.A. (1992). Compressional energy of the random fiber assembly. Textile Research Journal, **62**, 185-191.

LEE, D.H., CARNABY, G.A., CARR A.J. et MOSS P.J. (1990). A review of current micromechanical models of the unit fibrous cell. WRONZ Communication C113, Wool Research Organization of New Zealand, New Zealand.

LEE, D.H., CARNABY, G.A. et TANDON, S.K. (1992). Compressional energy of the random assembly, part II: evaluation. Textile Research Journal, **62**, 258-265.

LEE, D.H. et LEE, J.K. (1988). Initial compressional behaviour of fibre assembly. Objective measurement: applications to product design and process control, S. Kawabata, R. Postle, M. Niwa, The Textile Machinery Society of Japan, 613-622.

LEMENN, Y. (1994). Étude de la compressibilité et de la perméabilité des renforts directionnels. Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Canada.

MATSUDAIRA, M., TAN, Y. et KONDO, Y. (1993). The effect of fibre cross-sectional shape on fabric mechanical properties and handle. Journal of the Textile Institute, **84**, 376-386.

MEDLEY, D.G., STELL, J.E. et McCORMICK P.A. (1962). Basic drafting theory. Journal of the Textile Institute, **53**, T105-T143.

PAN, N. et CARNABY, G.A. (1988a). The initial shear modulus of a unit cell of wool fibers. WRONZ Communication C106, Wool Research Organization of New Zealand, New Zealand.

PAN, N. et CARNABY, G.A. (1988b). Micromechanics of wool fibre assemblies in compression. The application of mathematics and physics in the wool industry, G.A. Carnaby, E.J. Wood, L.F. Story, Wool Research Organization of New Zealand, 181-192.

PIECHOWSKI, L.J. et KENDALL, K.N. (1992). Factors affecting the compressibility and relaxation of thermoformable continuous strand E-glass mat. Proceedings of the 8th ASM/ESD technical conference.

ROBITAILLE, F., GAUVIN, R. et CLERK, P. (1996). Compaction of fiber reinforcements for composite manufacturing: a review of experimental results. Rapport technique EMP/RT-96/04, École Polytechnique de Montréal, Canada.

SIMACEK, P. et KARBHARI, V.M. (1996). Notes on the modeling of preform compaction: I - micromechanics at the fiber bundle level. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 15, 86-122.

STEARN, A.E. (1971). The effect of anisotropy in the randomness of fibre orientation on fibre-to-fibre contacts. Journal of the Textile Institute, 62, 353-360.

TAYLOR, D.S. (1956). The determination of contacts between the constituents of fibre assemblies. Journal of the Textile Institute, 47, T141-T146.

TAYLOR, D.W. (1948). Fundamentals of soil mechanics. John Wiley & Sons, New York, USA.

TREVINO, L., LEE, L.J., RUPEL, M.J. et LIOU, M.J. (1990). Permeability and compressibility measurement of fiber mats in resin transfer molding and structural RIM. Proceedings of the 45th SPI annual conference session 9-E, 1-7.

TREVINO, L., RUPEL, K., YOUNG, W.B., LIOU, M.J. et LEE, L.J. (1991). Analysis of resin injection molding in molds with preplaced fiber mats. I: Permeability and compressibility measurements. Polymer Composites, 12, 20-29.

VAN WYK, C.M. (1946). Note on the compressibility of wool. Journal of the Textile Institute, 37, T285-T292.

### 3.9 Tables

**Table 3.1 Specifications of commercial reinforcements**

Designation	Structure References	Surf. density (g/m <sup>2</sup> )	Sample dim. (mm x mm)	Material	Refs.
JB Martin NCS 81053	No crimp bidir.	618	125 x 125	Glass	(44, 46, 47)
JB Martin NCS 82675	No crimp bidir.	315	125 x 125	Glass	(44, 46, 47)
WR 24	Woven bidir.	814	125 x 125	Glass	(44, 46, 47)
BTI C24	No crimp bidir.	814	125 x 125	Glass	(44, 46, 47)
Brochier EB315 E02 120	Unbalanced bidir.	315	125 x 125	Glass	(44, 46, 47)
Brochier HF360 E01 120	Hybrid bidir.	360	125 x 125	C+Glass	(44, 46, 47)
Tech.Textile EBX 936	No crimp bidir.	1000	125 x 125	Glass	(44, 46, 47)
O.Corning OCF 8610	Random mat	300	130 x 110	Glass	(49, 50)
Nico Fibers NICO 758	Random mat	450	130 x 110	Glass	(49, 50)
Vetrotex U101	Random mat	450	130 x 110	Glass	(49, 50)
Vetrotex U812	Random mat	450	130 x 110	Glass	(49, 50)



**Table 3.1 ... continued**

Vetrotex U814	Random mat	450	130 x 110	Glass	(49, 50)
PPG HWR 240	Bidirectional	-	152 x 152	Glass	(39)
PPG 1062	Glass rovings	-	152 x 152	Glass	(39)
WOVMAT Type 1524	Unidir.+Bidir.	-	152 x 152	Glass	(39)
BGF Style 3	Bidirectional	-	152 x 152	Glass	(39)

**Table 3.2 Compactions by P. Clerk, Y. Lemenn, R. Gauvin and F. Trochu**

Curve Number	Cycle	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)	<i>Rv<sub>f</sub></i>
<b>NCS 81053, 3 Layers</b>						
1	1	2.0	6.78	17.0	11.40	0.761
2	2	2.0	8.24	15.9	11.63	0.791
3	3	2.0	9.39	15.1	11.89	0.804
4	4	2.0	11.8	13.6	13.19	0.816
5	1	245	5.44	18.8	10.41	0.788
6	2	245	7.36	17.1	10.79	0.838
7	3	245	8.09	16.6	10.86	0.857
8	4	245	8.49	16.4	10.78	0.875
9	1	930	4.38	20.2	9.86	0.775
10	2	930	8.95	14.6	14.81	0.714
11	3	930	6.52	18.2	9.84	0.868
12	4	930	6.95	17.9	9.81	0.886
<b>NCS 81053, 6 Layers</b>						
13	1	2.0	11.0	12.6	17.29	0.660
14	2	2.0	14.8	10.6	20.29	0.668
15	3	2.0	16.6	9.92	21.29	0.680
16	4	2.0	17.3	9.70	21.26	0.687
17	1	280	9.85	13.8	15.98	0.701
18	2	280	13.4	11.8	18.29	0.718
19	4	280	15.7	10.9	19.18	0.740
20	5	280	17.2	10.3	20.13	0.744
21	1	1030	9.03	14.6	14.74	0.720
22	2	1030	12.9	11.6	19.35	0.671
23	3	1030	14.0	11.8	17.58	0.750
24	4	1030	14.7	11.6	17.53	0.765
25	5	1030	15.6	11.2	18.09	0.767
<b>NCS 82675, 6 Layers</b>						
26	1	2.0	6.82	16.3	12.58	0.693
27	2	2.0	9.09	14.6	13.78	0.725
28	4	2.0	10.3	14.0	13.92	0.754
29	7	2.0	11.1	13.7	13.77	0.779
30	1	250	4.94	18.8	11.49	0.716
31	2	250	6.79	17.0	11.99	0.762

**Table 3.2 ...continued**

Curve Number	Cycle	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)	<i>R<sub>v</sub></i> <sub><i>f</i></sub>
32	4	250	7.92	16.0	12.56	0.771
33	7	250	7.79	16.3	12.03	0.791
34	1	900	5.74	18.9	9.75	0.844
35	2	900	8.43	16.6	10.42	0.893
36	3	900	8.14	17.1	9.82	0.926
37	4	900	9.62	15.9	10.55	0.923
<b>NCS 82675, 12 Layers</b>						
38	1	2.0	10.4	12.6	18.45	0.624
39	2	2.0	13.7	10.9	20.84	0.646
40	4	2.0	15.4	10.3	21.23	0.666
41	7	2.0	17.2	9.68	21.56	0.681
42	1	250	9.16	13.8	17.14	0.652
43	2	250	12.6	11.8	19.44	0.675
44	3	250	13.4	11.5	19.59	0.688
45	4	250	13.9	11.4	19.21	0.703
46	5	250	15.8	10.5	19.58	0.703
47	1	1000	9.62	14.4	14.42	0.746
48	2	1000	13.1	12.5	15.96	0.775
49	3	1000	14.0	12.2	15.84	0.794
50	4	1000	15.8	11.5	16.15	0.811
<b>WR 24, 3 Layers</b>						
51	1	2.0	7.64	15.4	13.86	0.683
52	2	2.0	12.7	12.3	16.09	0.730
53	3	2.0	10.6	13.1	16.02	0.683
54	4	2.0	13.3	11.9	16.90	0.722
<b>WR 24, 6 Layers</b>						
55	1	2.0	12.8	11.4	19.51	0.648
56	2	2.0	19.8	8.63	24.33	0.676
57	3	2.0	21.8	8.11	25.63	0.691
58	4	2.0	22.9	7.85	26.28	0.699

**Table 3.2 ...continued**

Curve Number	Cycle	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)	<i>Rv<sub>f</sub></i>
<b>BTI C24, 3 Layers</b>						
59	1	2.0	9.24	13.9	15.76	0.667
60	2	2.0	12.9	11.8	18.01	0.691
61	3	2.0	15.2	10.8	19.16	0.706
62	4	2.0	15.3	10.9	18.55	0.721
63	1	210	9.52	13.4	18.01	0.640
64	2	210	13.1	11.5	19.99	0.672
65	3	210	13.8	11.2	20.36	0.679
66	4	210	14.4	11.0	20.40	0.688
67	5	210	15.0	10.9	20.12	0.707
68	1	910	8.87	14.0	17.10	0.649
69	2	910	12.4	11.9	19.34	0.674
70	3	910	13.6	11.5	19.30	0.698
71	4	910	14.2	11.3	19.39	0.708
72	5	910	14.5	11.2	19.47	0.713
<b>BTI C24, 6 Layers</b>						
73	1	2.0	13.0	10.9	21.61	0.613
74	2	2.0	17.9	8.81	26.15	0.627
75	3	2.0	19.8	8.23	27.40	0.638
76	4	2.0	20.8	7.96	28.13	0.645
77	1	250	13.3	10.7	23.51	0.609
78	2	240	18.1	8.77	27.76	0.630
79	3	240	20.0	8.18	29.26	0.640
80	4	240	20.6	8.03	29.54	0.645
81	5	240	21.5	7.76	30.46	0.648
82	1	1050	12.2	11.5	21.50	0.626
83	3	1050	19.1	8.76	26.40	0.664
84	4	1050	20.0	8.47	27.40	0.667
85	5	1050	21.0	8.20	27.99	0.674
<b>EB 315, 3 Layers</b>						
86	1	2.0	1.57	25.9	9.11	0.624
87	2	2.0	3.25	21.3	10.19	0.672
88	3	2.0	3.33	21.4	9.94	0.698
89	4	2.0	3.64	21.0	9.80	0.721
90	1	220	1.04	28.6	8.95	0.607

**Table 3.2 ...continued**

Curve Number	Cycle	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)	<i>Rv<sub>f</sub></i>
91	2	220	2.69	22.4	10.63	0.650
92	3	220	2.14	24.5	9.08	0.698
93	4	220	2.75	22.8	9.65	0.704
94	1	900	0.878	30.2	8.02	0.644
95	2	900	1.80	25.8	8.53	0.706
96	3	900	1.83	25.9	8.24	0.728
97	4	900	2.11	25.3	7.95	0.771
<b>EB 315, 6 Layers</b>						
98	1	2.0	4.37	17.8	14.86	0.549
99	2	2.0	7.28	14.7	16.67	0.589
100	3	2.0	7.44	14.6	16.78	0.593
101	4	2.0	8.55	13.8	17.14	0.609
102	1	240	2.96	20.9	12.14	0.578
103	2	240	5.68	16.8	13.86	0.619
104	3	240	6.84	15.6	14.89	0.629
105	4	240	6.94	15.7	14.29	0.647
106	1	960	3.05	20.0	14.73	0.524
107	2	960	6.07	15.8	17.01	0.574
108	3	960	6.93	15.4	16.18	0.619
109	4	960	7.54	14.5	18.12	0.593
<b>HF 360, 3 Layers</b>						
110	1	2.0	2.23	23.9	8.93	0.667
111	2	2.0	3.80	20.3	10.62	0.682
112	3	2.0	4.01	20.1	10.20	0.699
113	4	2.0	4.20	19.8	10.50	0.702
114	1	245	1.82	24.6	10.50	0.602
115	2	245	2.78	22.6	9.95	0.692
116	3	245	3.14	21.6	10.63	0.678
117	4	245	3.02	22.3	9.68	0.720
118	1	765	1.51	26.3	9.34	0.636
119	2	765	2.82	22.4	10.21	0.682
120	3	765	2.92	22.3	10.02	0.696
121	4	765	3.12	21.8	10.30	0.693

**Table 3.2 ...continued**

Curve Number	Cycle	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)	<i>Rv<sub>f</sub></i>
<b>HF 360, 6 Layers</b>						
122	1	2.0	4.58	17.8	14.23	0.576
123	2	2.0	7.13	14.9	16.11	0.593
124	3	2.0	7.56	14.5	16.78	0.594
125	4	2.0	8.05	14.0	17.63	0.589
126	1	250	3.57	19.2	14.67	0.548
127	2	250	6.69	15.1	17.95	0.573
128	3	250	7.25	14.7	18.02	0.586
129	5	250	7.66	14.4	18.13	0.594
130	1	1000	3.32	20.0	13.63	0.571
131	2	1000	6.11	16.0	16.37	0.595
132	3	1000	7.05	15.1	17.12	0.604
133	4	1000	7.23	15.0	17.04	0.610
134	5	1000	7.22	15.1	16.72	0.618
<b>EBX 936, 3 Layers</b>						
135	1	2.0	13.3	12.5	14.90	0.787
136	2	2.0	21.3	9.38	18.98	0.809
137	3	2.0	23.3	8.83	19.98	0.818
138	4	2.0	24.2	8.67	20.08	0.830
139	5	2.0	24.9	8.53	20.52	0.838
140	1	225	10.2	14.5	13.19	0.802
141	2	225	17.4	10.9	17.28	0.820
142	3	225	19.7	10.1	18.44	0.828
143	4	225	19.9	10.1	18.27	0.837
144	5	225	20.6	9.88	18.61	0.840
145	1	850	18.3	10.6	17.74	0.826
146	2	850	18.6	10.6	17.46	0.840
147	3	850	21.6	9.63	18.84	0.850
148	4	850	19.4	10.5	17.09	0.864
149	5	850	19.5	10.6	16.59	0.880
<b>EBX 936, 6 Layers</b>						
150	1	2.0	16.8	10.4	18.20	0.737
151	2	2.0	27.6	7.05	27.04	0.752
152	3	2.0	28.3	6.97	26.28	0.763
153	4	2.0	31.6	6.25	30.29	0.769

**Table 3.2 ...continued**

Curve Number	Cycle	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)	<i>Rv<sub>f</sub></i>
154	5	2.0	33.2	5.94	31.78	0.773
155	1	240	14.5	11.5	17.92	0.774
156	2	240	24.1	8.05	25.30	0.757
157	3	240	26.4	7.48	26.98	0.765
158	4	240	27.9	7.19	27.58	0.776
159	5	240	28.8	6.99	28.37	0.778
160	1	970	12.9	12.3	17.03	0.742
161	2	970	22.7	8.54	23.67	0.765
162	3	970	25.3	7.86	25.50	0.774
163	4	970	26.0	7.76	25.24	0.784
164	5	970	28.4	7.17	27.40	0.787
<b>EBX 936, 12 Layers</b>						
165	1	2.0	18.5	9.65	20.33	0.730
166	2	2.0	30.0	6.29	30.23	0.734
167	3	2.0	33.4	5.63	33.28	0.744
168	4	2.0	34.9	5.34	36.07	0.746
169	5	2.0	36.4	5.09	36.34	0.751
170	1	250	17.0	10.3	20.09	0.736
171	2	250	28.2	6.81	30.34	0.743
172	3	250	31.5	6.10	33.48	0.750
173	4	250	33.2	5.78	34.97	0.755
174	5	250	34.3	3.58	36.28	0.571
175	1	1000	16.0	10.6	20.22	0.722
176	2	1000	26.7	7.20	28.77	0.743
177	3	1000	30.4	6.37	32.28	0.752
178	4	1000	31.9	6.07	33.68	0.756
179	5	1000	33.1	5.86	34.70	0.762

**Table 3.3 Compactions by A. Kerachni and R. Gauvin**

Curve Number	Cycle	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)	<i>Rv<sub>f</sub></i>
<b>OCF 8610, 1 to 6 Layers</b>						
180	1	5.0	0.215	39.9	3.07	0.626
181	1	5.0	0.246	38.2	4.18	0.563
182	1	5.0	0.514	32.7	6.78	0.538
183	1	5.0	0.387	33.7	7.62	0.467
184	1	5.0	0.527	31.8	7.70	0.485
185	1	5.0	0.609	30.5	8.32	0.466
<b>NICO 758, 1 to 6 Layers</b>						
186	1	5.0	0.012	62.0	2.64	0.810
187	1	5.0	0.211	37.8	7.10	0.456
188	1	5.0	0.115	42.1	6.38	0.458
189	1	5.0	0.536	28.6	13.07	0.313
190	1	5.0	0.210	37.1	8.02	0.411
191	1	5.0	0.526	28.6	13.40	0.307
<b>Vetrotex U101, 1 to 6 Layers</b>						
192	1	5.0	2.84	20.9	9.78	0.555
193	1	5.0	1.53	25.4	8.07	0.567
194	1	5.0	1.77	23.4	9.92	0.493
195	1	5.0	2.04	22.2	10.72	0.479
196	1	5.0	2.04	21.8	11.52	0.453
197	1	5.0	2.09	21.6	11.64	0.451
<b>Vetrotex U812, 1 to 6 Layers</b>						
198	1	5.0	0.145	43.0	4.39	0.656
199	1	5.0	0.621	29.6	9.54	0.418
200	1	5.0	0.594	30.1	9.09	0.429
201	1	5.0	0.543	31.0	8.52	0.446
202	1	5.0	0.575	30.8	8.40	0.459
203	1	5.0	0.504	31.6	8.34	0.451
<b>Vetrotex U814, 1 to 6 Layers</b>						
204	1	5.0	0.211	38.8	6.00	0.526
205	1	5.0	0.405	35.0	5.77	0.588
206	1	5.0	0.406	34.2	6.67	0.526
207	1	5.0	0.309	37.1	5.42	0.604



**Table 3.3 ... continued**

Curve Number	Cycle	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)	<i>Rv<sub>f</sub></i>
208	1	5.0	0.365	35.7	5.75	0.585
209	1	5.0	0.449	33.9	6.35	0.557
<b>OCF 8610, Cycles 1 &amp; 2 for 3 and 6 Layers</b>						
210	1	5.0	0.514	32.4	7.13	0.515
211	2	5.0	1.42	26.3	7.38	0.598
212	1	5.0	0.614	30.5	8.25	0.470
213	2	5.0	1.69	23.8	9.67	0.499
<b>NICO 758, Cycles 1 &amp; 2 for 3 and 6 Layers</b>						
214	1	5.0	0.514	40.9	6.47	0.453
215	2	5.0	1.42	34.7	6.03	0.569
216	1	5.0	0.614	28.6	13.42	0.305
217	2	5.0	1.69	20.4	15.86	0.351
<b>Vetrotex U101, Cy. 1 &amp; 2 for 3 and 6 Layers</b>						
218	1	5.0	1.85	23.1	10.02	0.494
219	2	5.0	2.72	21.0	9.90	0.539
220	1	5.0	2.09	21.6	11.57	0.451
221	2	5.0	3.29	18.8	12.51	0.477
<b>Vetrotex U812, Cy. 1 &amp; 2 for 3 and 6 Layers</b>						
222	1	5.0	0.539	30.1	10.02	0.390
223	2	5.0	0.509	31.5	8.40	0.449
224	1	5.0	2.60	20.1	12.41	0.453
225	2	5.0	2.39	21.0	11.24	0.474
<b>Vetrotex U814, Cy. 1 &amp; 2 for 3 and 6 Layers</b>						
226	1	5.0	0.427	33.8	6.79	0.522
227	2	5.0	1.09	27.8	7.37	0.568
228	1	5.0	0.439	34.1	6.28	0.560
229	2	5.0	1.61	25.4	7.66	0.596

**Table 3.4 Relaxations by A. Kerachni, Y. Lemenn, P. Clerk, R. Gauvin and F. Trochu**

Curve Number	Speed $v_{fo}$ (mm/min)	$P_o$ (Pa)	$C$ (10e-2)	$D$	$T_r$ (sec)	$P_{300}$
<b>OCF 8610, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>						
230	5.0	115.7	7.11	4.69	62.3	0.760
231	5.0	296.0	5.84	4.47	73.1	0.791
232	5.0	1273	2.24	3.93	172.5	0.904
233	5.0	2094	1.00	3.55	352.5	0.950
<b>NICO 758, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>						
234	5.0	146.5	10.3	3.85	34.5	0.547
235	5.0	387.2	8.51	3.77	41.5	0.614
236	5.0	1445	3.48	3.30	92.5	0.804
237	5.0	2096	0.83	2.38	286.8	0.909
<b>Vetrotex U101, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>						
238	5.0	153.6	2.94	5.13	170.4	0.911
239	5.0	1233	1.31	4.46	337.0	0.953
240	5.0	2087	0.71	3.97	553.1	0.970
<b>Vetrotex U812, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>						
241	5.0	97.3	8.86	5.25	55.0	0.737
242	5.0	256.1	6.34	4.50	67.5	0.775
243	5.0	1172	2.25	3.91	170.8	0.903
244	5.0	2094	0.90	3.51	385.8	0.954
<b>Vetrotex U814, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>						
245	5.0	190.5	8.30	4.65	52.4	0.717
246	5.0	1103	2.94	3.91	130.1	0.874
247	5.0	2051	1.08	3.38	310.6	0.942
<b>EB315, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>						
248	2.0	306.3	10.2	5.15	46.3	0.691
249	2.0	1213	6.45	5.16	75.8	0.805
250	2.0	2180	2.85	3.77	129.5	0.871
<b>EB315, 6 Layers, Varying Speed</b>						
251	2.0	0.43	8.17	5.44	62.1	0.767
252	250	0.43	14.4	9.43	57.1	0.736

**Table 3.4 ...continued**

Curve Number	Speed (mm/min)	$v_{fo}$	$P_o$ (Pa)	$C$ (10e-2)	$D$	$T_r$ (sec)	$P_{300}$
253	1000	0.43		19.3	12.3	52.4	0.693
<b>EB315, 3 &amp; 12 Layers</b>							
254	2.0	0.43		8.67	6.27	67.0	0.785
255	2.0	0.43		8.48	5.63	61.8	0.766
<b>BTI C24, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>							
256	2.0		243.8	15.7	6.02	33.3	0.595
257	2.0		826.6	7.91	4.41	52.3	0.712
258	2.0		2234	6.10	5.38	83.8	0.824
<b>BTI C24, 6 Layers, Varying Speed</b>							
259	2.0	0.58		10.6	5.58	48.1	0.705
260	250	0.58		19.0	11.3	49.2	0.685
261	1000	0.58		28.9	18.5	46.5	0.607
<b>BTI C24, 3 &amp; 12 Layers</b>							
262	2.0	0.58		8.15	5.74	65.7	0.780
263	2.0	0.58		10.8	5.91	49.8	0.716
<b>WR24, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>							
264	2.0		192.2	16.5	5.24	27.5	0.510
265	2.0		896.9	13.2	5.55	37.5	0.631
266	2.0		2644	5.57	4.26	73.2	0.788
<b>WR24, 6 Layers, Varying Speed</b>							
267	2.0	0.62		9.83	5.60	52.4	0.728
268	250	0.62		23.8	12.7	41.7	0.627
269	1000	0.62		24.7	13.2	41.2	0.619
<b>WR24, 3 &amp; 12 Layers</b>							
270	2.0	0.62		9.28	5.69	56.6	0.747
271	2.0	0.62		12.5	5.51	39.6	0.648
<b>HF360, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>							
272	2.0		195.3	8.12	4.44	51.2	0.707
273	2.0		875.0	7.70	4.14	50.6	0.695

**Table 3.4 ...continued**

Curve Number	Speed $v_{fo}$ (mm/min)	$P_o$ (Pa)	$C$ (10e-2)	$D$	$T_r$ (sec)	$P_{300}$
274	2.0	1911	3.42	3.61	102.9	0.834
275	2.0	2639	2.53	4.12	159.7	0.899
<b>NCS 81053, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>						
276	2.0	134.4	13.1	5.75	39.1	0.647
277	2.0	779.7	9.74	5.33	50.4	0.716
278	2.0	1369	5.30	4.68	84.6	0.821
279	2.0	2438	3.17	3.98	122.6	0.867
<b>NCS 82675, 6 Layers, Varying Initial Pressure</b>						
280	2.0	314.1	4.57	3.53	74.7	0.770
281	2.0	1133	5.53	4.95	85.6	0.825
282	2.0	1706	5.43	7.11	124.8	0.879

**Table 3.5 Compactions by J. Knight and K. Jarayaman**

Curve Number	Cycle	Temp (°C)	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)
<b>Low solubility binder, 25.2 mm/min, Rising temperature</b>						
283	1	25.0	25.2	0.201	38.1	18.15
284	1	51.7	25.2	0.117	41.6	16.89
285	1	121.1	25.2	0.408	33.6	20.89
286	1	176.7	25.2	0.462	33.0	19.60
<b>High solubility binder, 50.4 mm/min, Rising temperature</b>						
287	1	51.7	50.4	0.221	38.0	15.07
288	1	93.3	50.4	0.482	34.4	9.73
289	1	135.0	50.4	0.617	32.6	8.58
290	1	176.7	50.4	0.541	33.7	8.12
<b>High solubility binder, 51.7°C, Rising speed</b>						
291	1	51.7	9.0	1.12	25.6	18.10
292	1	51.7	51.6	0.743	29.6	20.44
293	1	51.7	120.6	1.07	28.6	17.27
294	1	51.7	199.8	0.028	56.7	2.50
<b>High solubility binder, 25.2 mm/min, Rising temperature</b>						
295	1	25.0	25.2	0.484	31.9	19.44
296	1	51.7	25.2	0.405	33.1	18.87
297	1	121.1	25.2	1.84	23.7	25.09
298	1	176.7	25.2	1.93	24.0	22.12

**Table 3.6 Compactions by Y.R. Kim, P. McCarthy and J.P. Fanucci**

Curve Number	Cycle	State	Speed (mm/min)	<i>A</i> (10e-2)	<i>B</i> (10e-2)	<i>M</i> (MPa)	<i>Rv<sub>f</sub></i>
<b>PPG HWR 240, Varying speed</b>							
299	1	Dry	0.5	21.2	7.63	84.83	0.710
300	1	Dry	2.0	22.5	7.18	90.96	0.707
301	1	Dry	5.0	24.1	6.71	98.30	0.704
<b>PPG 1062, Repeated compactions</b>							
302	1	Dry	2.0	27.5	6.00	105.4	0.718
303	2	Dry	2.0	38.1	4.02	153.4	0.727
304	3	Dry	2.0	41.0	3.62	168.2	0.733
<b>WOVMAT Type 1524, Repeated compactions</b>							
305	1	Dry	2.0	15.2	9.06	79.35	0.641
306	2	Dry	2.0	27.4	5.39	129.2	0.648
307	5	Dry	2.0	32.3	4.46	152.5	0.656
<b>BGF Style 3, Dry and lubricated compactions</b>							
308	1	Dry	2.0	18.6	8.21	80.56	0.687
309	1	Lubr.	2.0	26.6	6.02	107.1	0.698
<b>Random and bidirectional, (rbrbrbrb) &amp; (rrrrbbbb) sequences</b>							
310	1	rbrbrbrb	2.0	14.1	9.25	80.55	0.615
311	1	rrrrbbbb	2.0	14.8	9.27	76.34	0.650

**Table 3.7 Relaxations by Y.R. Kim, P. McCarthy and J.P. Fanucci**

Curve Number	Speed (mm/min)	$P_o$ (MPa)	$C$ (10e-2)	$D$	$T_r$ (sec)	$P_{300}$
<b>WOVMAT Type 1524, Varying Initial Pressure</b>						
312	2.0	2.15	6.86	4.12	56.9	0.726
313	2.0	4.30	4.33	3.95	88.3	0.817
314	2.0	6.45	2.86	3.68	126.0	0.865
315	2.0	8.60	2.00	3.66	180.3	0.905

**Table 3.8 Compactions by T.G. Gutowski et al.**

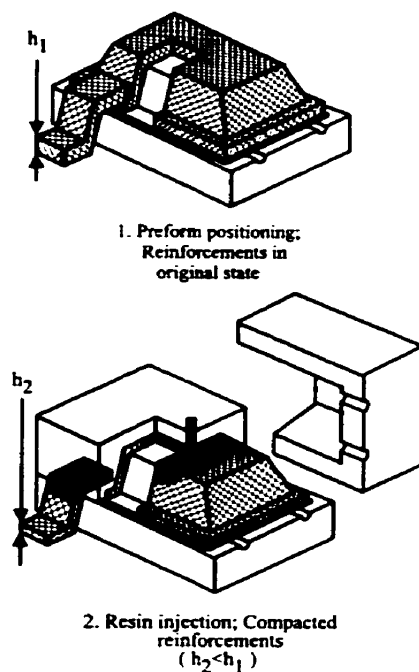
Curve Number	Cycle	State	Speed (mm/min)	$A$ (10e-2)	$B$ (10e-2)	$M$ (MPa)	$Rv_f$
<b>AS-4 &amp; XA-S fibers, Poorly &amp; well aligned</b>							
316	1	Poorly al.	0.13	33.1	5.05	57.69	0.705
317	1	Well al.	0.13	32.4	5.51	50.47	0.733
<b>AS-4 Graphite and S-2 Glass fibers</b>							
318	1	AS-4	0.13	30.2	5.69	59.53	0.705
319	1	S-2	0.13	37.6	4.10	71.48	0.699

**Table 3.9 Representative rigidity  $M$  and stiffening index  $B$  for random mats and woven materials.**

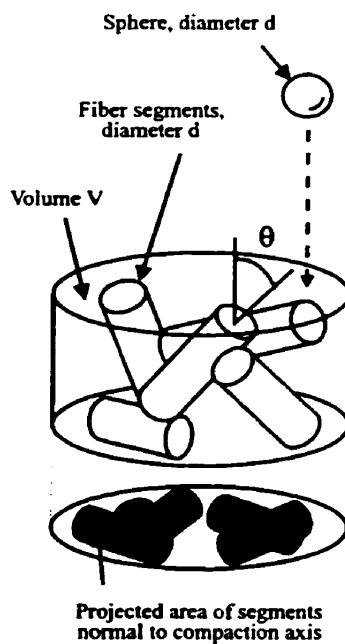
Material	Representative rigidity $M$ (MPa)	Stiffening index $B$ (10e-2)
<b>Random Mats</b>		
NICO 758	13.42	0.286
OCF 8610	8.25	0.305
OCF 8608	6.46	0.289
Vetrotex U101	11.57	0.216
Vetrotex U812	12.41	0.201
Vetrotex U814	6.28	0.341
<b>Woven materials</b>		
COFAB A1118b	8.96	0.167
COFAB A1010	6.61	0.199
COFAB A0108	10.43	0.113
Vetrotex 324	7.86	0.149
NCS 81053	17.29	0.126
NCS 82675	18.45	0.126
WR 24	19.51	0.114
BTI C24	21.61	0.109
EB 315	14.86	0.178
HF 360	14.23	0.178
EBX 936	20.33	0.097



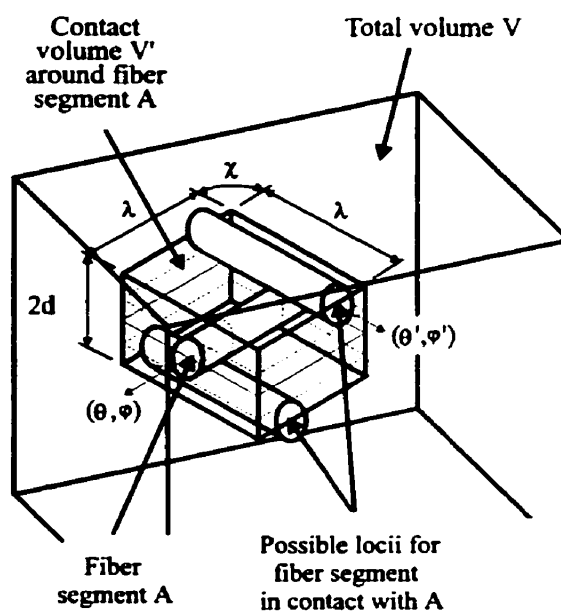
### 3.10 Figures



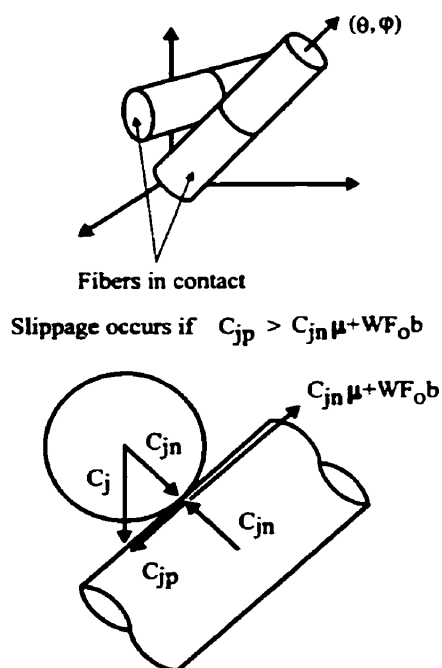
**Figure 3.1** Reinforcement compaction in RTM manufacturing process.



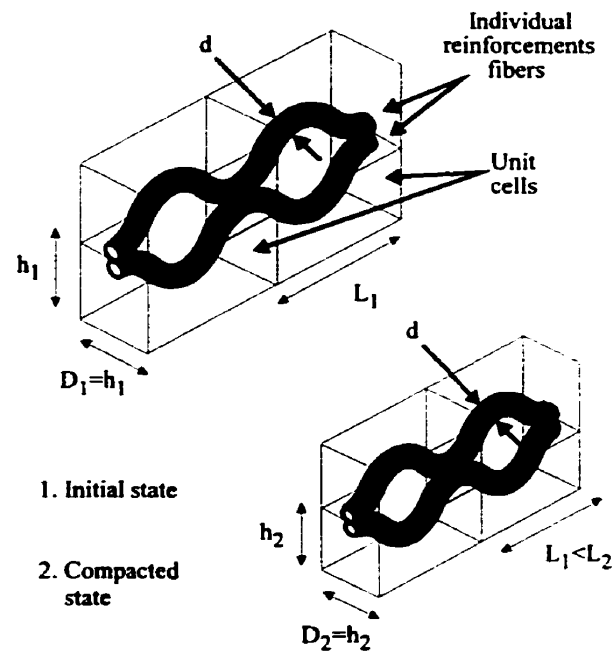
**Figure 3.2** Geometry of van Wyk's analytical model (van Wyk, 1946).



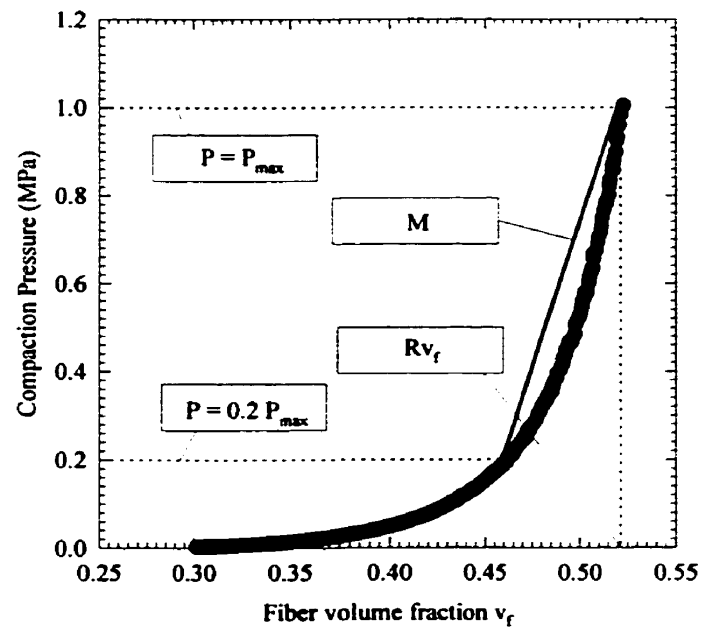
**Figure 3.3** Geometry of Komori and Makishima's analytical model (Komori et Makishima, 1977).



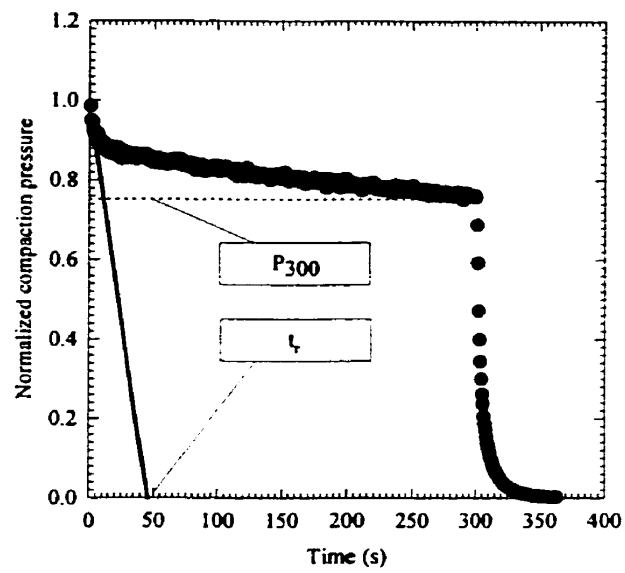
**Figure 3.4** Geometry of Carnaby and Pan's slippage criterion (Carnaby et Pan, 1989).



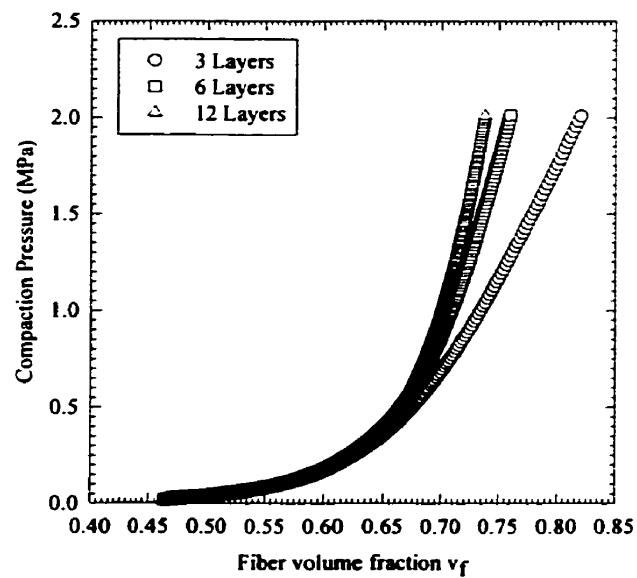
**Figure 3.5 Geometry of Gutowski's model (Gutowski, 1985).**



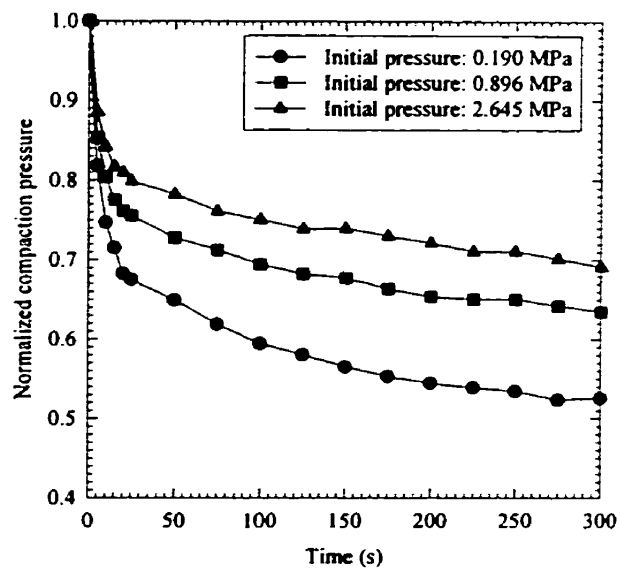
**Figure 3.6 Observed parameters for compaction curves.**



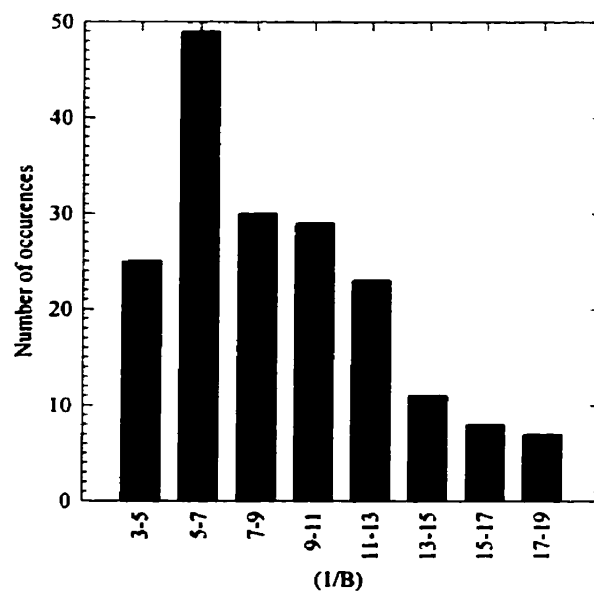
**Figure 3.7** Observed parameters for relaxation curves.



**Figure 3.8** Experimental compaction curves - material EBX 936.



**Figure 3.9 Experimental relaxation curves - material BTI C24.**



**Figure 3.10 Distribution of adjusted values of  $(1/B)$ .**

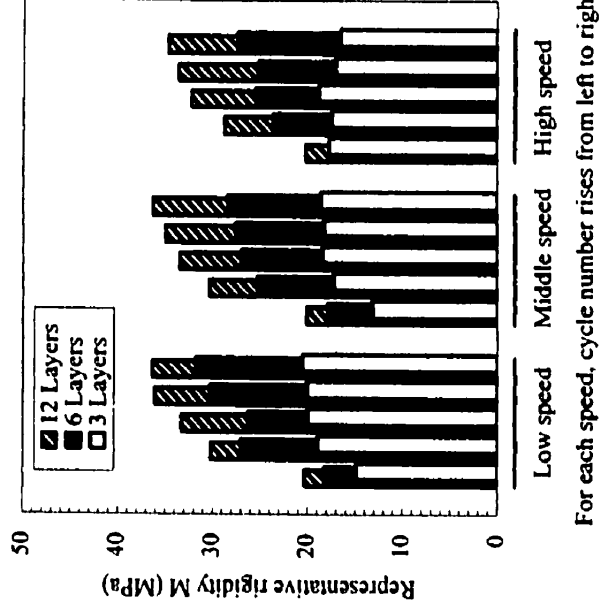


Figure 3.11 Representative rigidity  $M$  - material EBX 936.

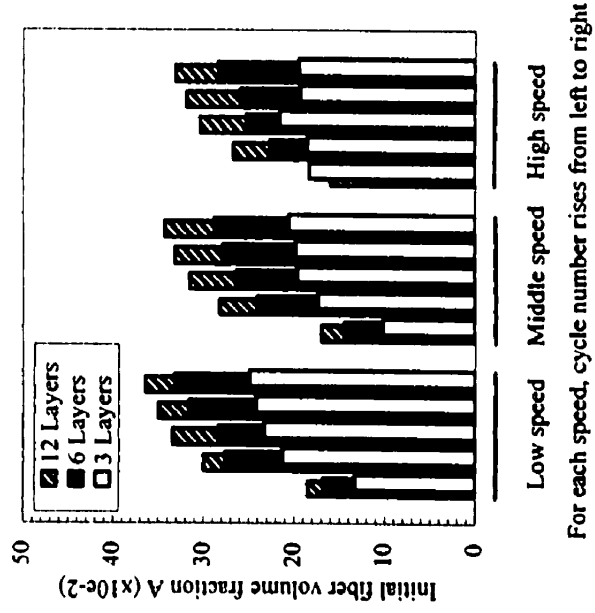
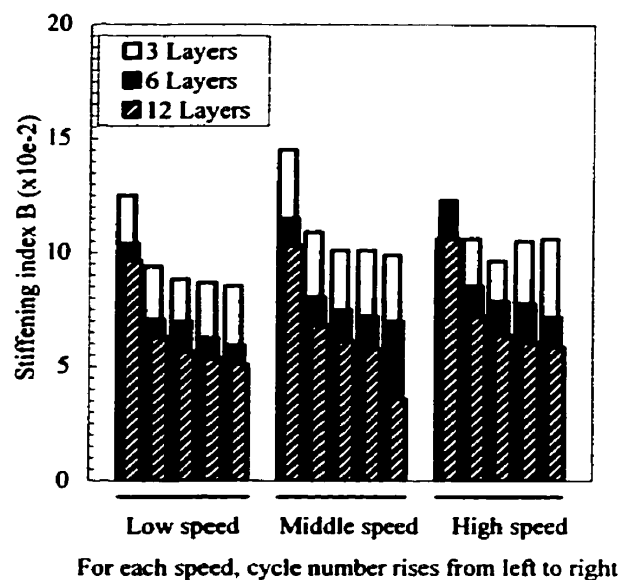
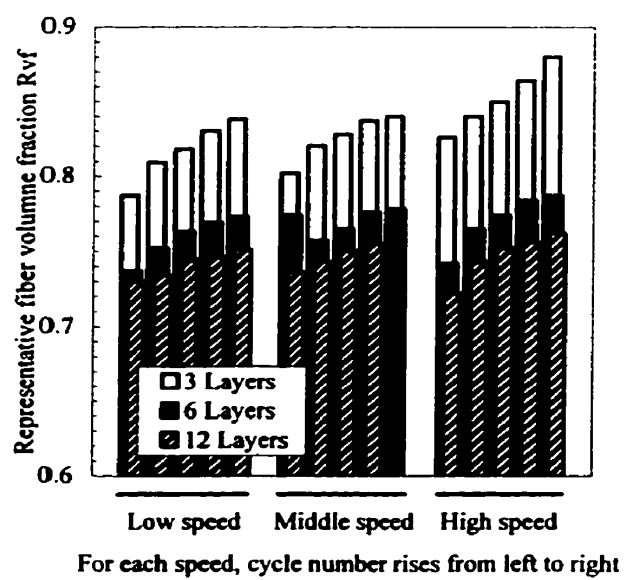


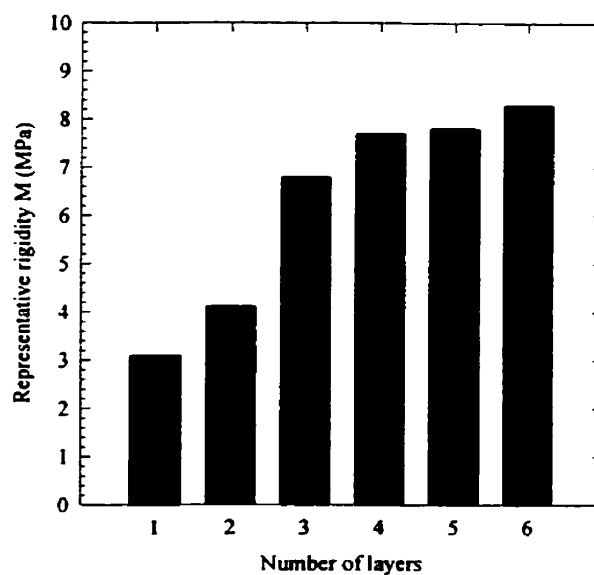
Figure 3.12 Initial fiber volume fraction  $A$  - material EBX 936.



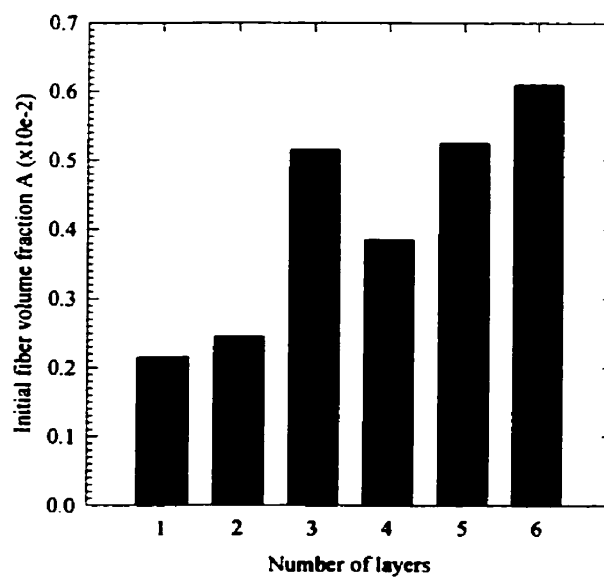
**Figure 3.13 Stiffening index  $B$  - material EBX 936.**



**Figure 3.14 Representative fiber volume fraction  $R_{vf}$  - material EBX 936.**

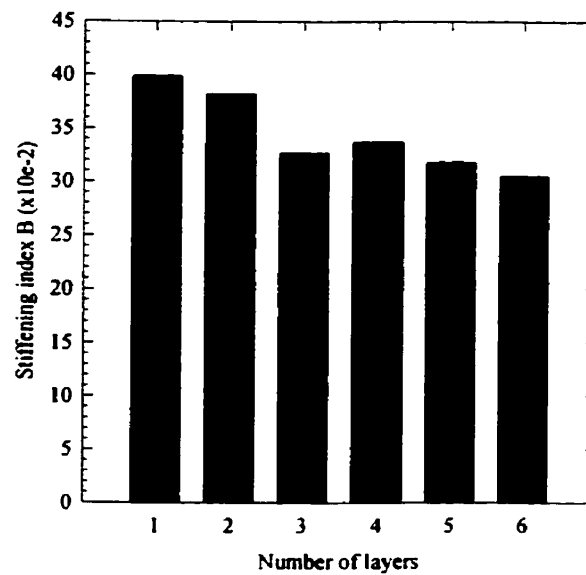


**Figure 3.15** Representative rigidity  $M$  - material OCF 8610.

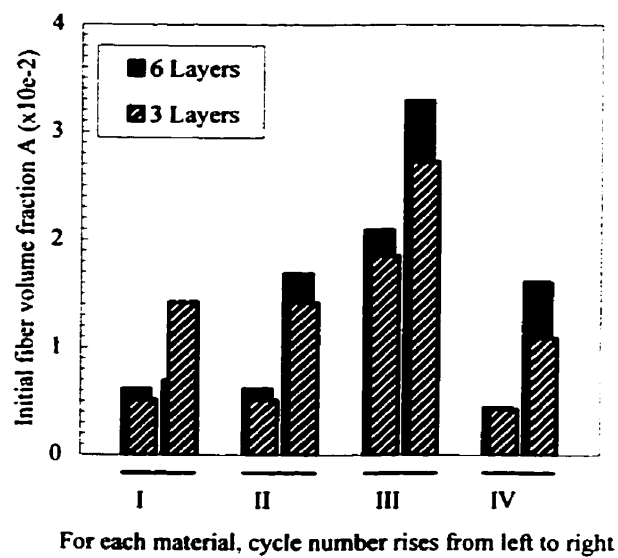


**Figure 3.16** Initial fiber volume fraction  $A$  - material OCF 8610.

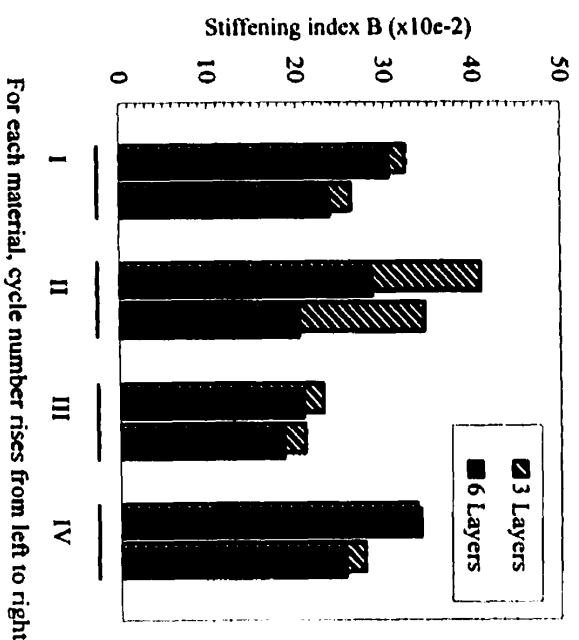




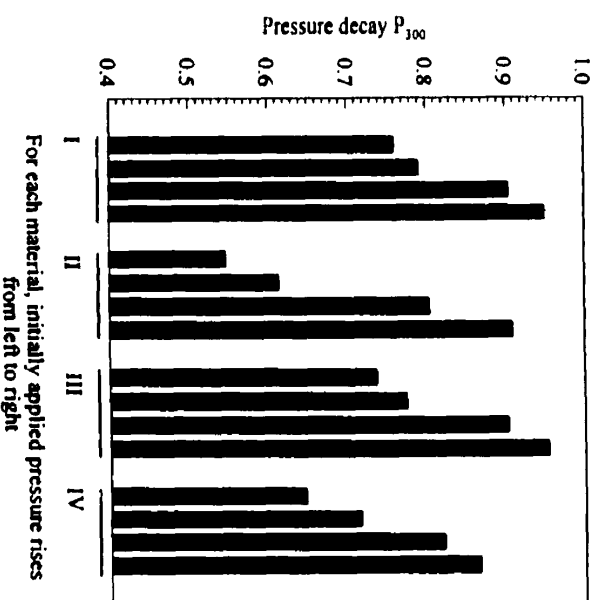
**Figure 3.17 Stiffening Index  $B$  - material OCF 8610.**



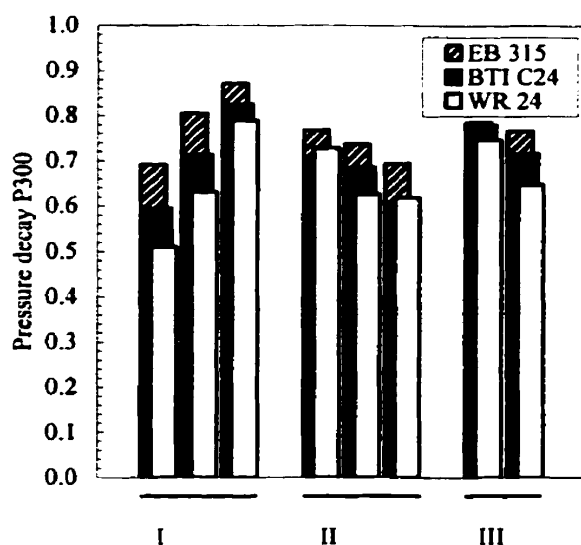
**Figure 3.18 Initial fiber volume fraction  $A$  - I: material OCF 8610; II: NICO 758; III: Vetrotex U101; IV: Vetrotex U814.**



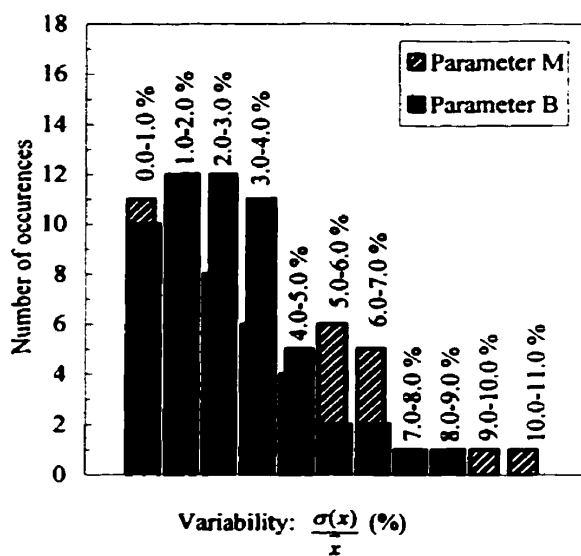
**Figure 3.19 Stiffening Index  $B$  - I: OCF 8610; II: NICO 758; III: Vetrotex U101; IV: Vetrotex U814.**



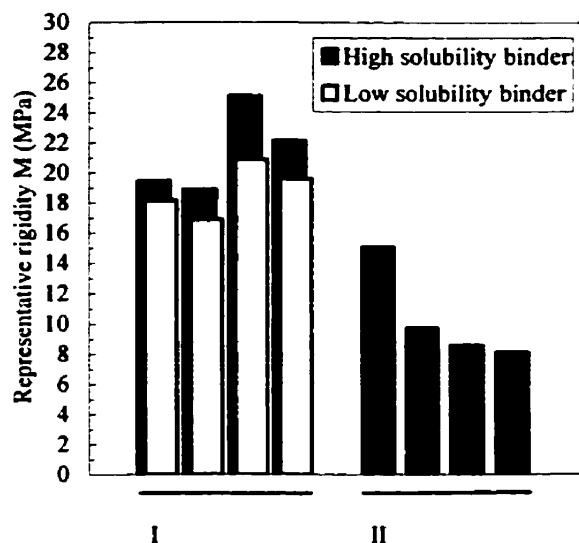
**Figure 3.20 Pressure decay  $P_{100}$  - I: OCF 8610; II: Vetrotex U812; III: Vetrotex U814; IV: NCS 81053.**



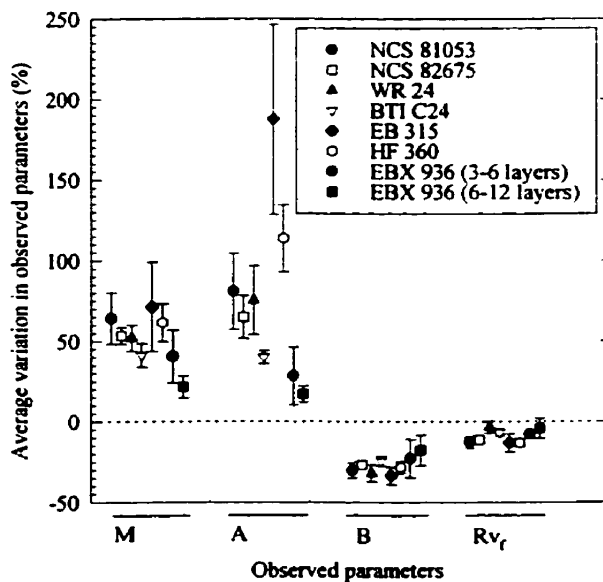
**Figure 3.21** Pressure decay  $P_{300}$  - I: Initially applied pressure rises from left to right; II: Compaction speed rises from left to right; III: Number of layers rises from left to right.



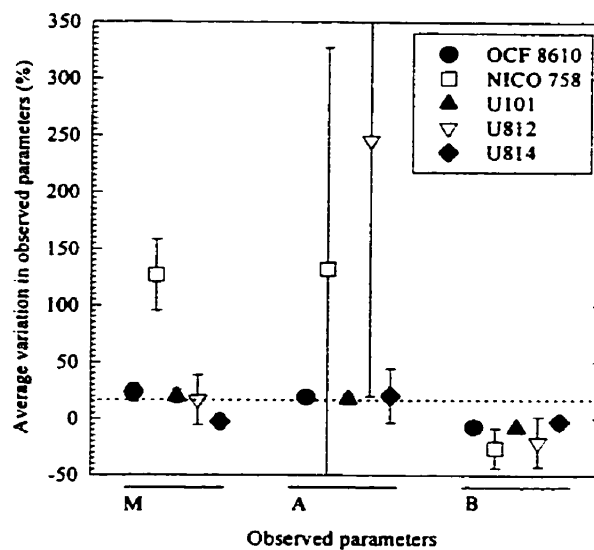
**Figure 3.22** Variability of observed parameters  $M$  and  $B$ .



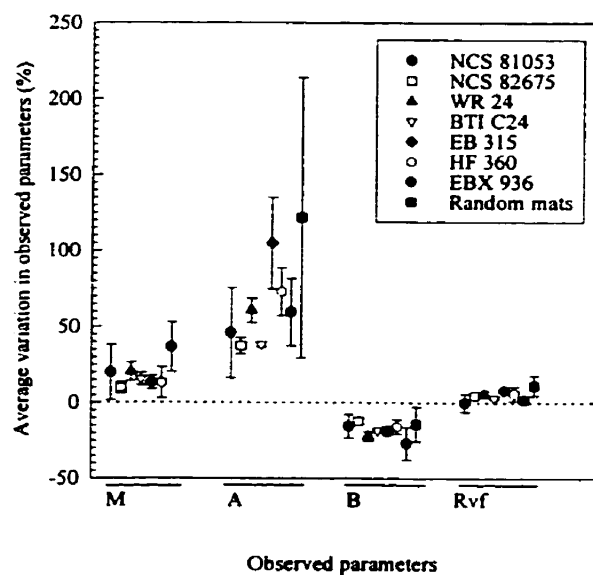
**Figure 3.23** Representative rigidity  $M$  - curves by Knight & Jayaraman (1993).  
**I: Compaction at 25.4 mm/min; II: Compaction at 50.4 mm/min.**



**Figure 3.24** Variation of observed parameters  $M$ ,  $A$ ,  $B$  and  $Rv_f$  as the number of layers is doubled for woven materials.



**Figure 3.25** Variation of observed parameters  $M$ ,  $A$ ,  $B$  as the number of layers is doubled for random mats.



**Figure 3.26** Variation of observed parameters  $M$ ,  $A$ ,  $B$  and  $R_{vf}$  from compaction cycle 1 to cycle 2 for woven materials and random mats.

## **PRÉSENTATION DU CHAPITRE 4**

Le chapitre 4 contient les résultats d'un programme de caractérisation expérimentale effectué sur trois textiles tissés, différenciés par leurs architectures. Les paramètres expérimentaux investigués dans le cadre de ce travail sont le nombre de couches, la vitesse de compaction, le temps de maintien, le niveau maximal de pression de compaction appliquée, le nombre de cycles consécutifs appliqués, et l'immersion des renforts dans l'eau distillée à température ambiante, préalablement à leur compaction. Chacun des paramètres expérimentaux a été testé selon deux modalités sauf le niveau de pression de compaction testé à trois modalités, et le nombre de cycles testé à 5 modalités, pour un nombre total de 160 essais par renfort. Le plan expérimental a permis la quantification de l'influence de chaque paramètres sur le comportement en compaction et en relaxation, et ce à partir du même nombre d'essais pour chaque paramètre. La moitié des essais a été effectuée sur des renforts saturés et une phase de relaxation à fraction volumique constante a été introduite à l'intérieur de la moitié de l'ensemble des cycles appliqués.

**CHAPITRE 4**  
**COMPACTION OF TEXTILE REINFORCEMENTS FOR COMPOSITES**  
**MANUFACTURING: II - COMPACTION AND RELAXATION OF DRY AND**  
**H<sub>2</sub>O - SATURATED WOVEN REINFORCEMENTS**

**François Robitaille, École Polytechnique de Montréal, Canada**

**Raymond Gauvin, École Polytechnique de Montréal, Canada**

#### **4.1 Abstract**

Previous analysis of the published results on compaction and relaxation of textile reinforcements used for the fabrication of composite parts allowed the identification of the effects of some processing parameters on the mechanical behavior shown by these reinforcements. However a limited number of relaxation results were found, unequal number of results were available for different processing parameters in compaction, and the behavior observed when fluid-saturated reinforcements are compacted was not investigated. In this paper a structured experimental program of compaction and relaxation experiments on three woven reinforcements was undertaken. In half of the trials, time relaxation was imposed to the samples; while in another half of the trials, samples saturated with distilled H<sub>2</sub>O at room temperature were compacted. Consideration of the processing parameters was found to be as important as reinforcement selection in the definition of a manufacturing operation. The processing parameters governing the compaction and relaxation were seen not to be the same, and the fiber reorganizations occurring during the compaction and the time relaxation were found to have different effects on successive compaction cycles.

## 4.2 Introduction

The behavior demonstrated by textile reinforcements as they are submitted to compaction forces normal to their plane has important consequences on the definition of the manufacturing processes for composite parts. Textile reinforcements have to be compacted at some point of every process where they are used, and both the design of the molds and the specification of the equipment for RTM, SRIM and other liquid molding processes depend on this behavior.

The mechanical properties observed with textile reinforcements as they are submitted to compaction depend on the geometrical arrangement of the fibers that constitute them, and on their interactions. The geometry of the fiber networks also influences the processing of a part through its impact on the resin flow. Most simulation packages for thermoset composites manufacturing processes rely on Darcy's law (Darcy, 1856) as the momentum equation (equation 4.1),

$$-\nabla P_f = \frac{\mu v}{K} \quad (4.1)$$

where  $P_f$  is the fluid pressure,  $\mu$  is the viscosity,  $v$  is the flow rate and  $K$  is the permeability. Darcy's empirical law was generalized for the case of high speed flows (Dullien, 1979; Beaver et Sparrow, 1969) to be known as Forchheimer's equation (Forchheimer, 1901), equation 4.2,

$$-\nabla P_f = \alpha \mu v + \beta \rho v^2 \quad (4.2)$$

where  $\alpha$  is the reciprocal permeability,  $\beta$  is the inertial parameter and  $\rho$  is the fluid's density; an analytical demonstration of Forchheimer's equation was provided by Dullien and Azzam



(Dullien et Azzam, 1973). In industrial practice the flow speeds encountered are low enough for the term proportional to the square of the velocity to be neglected; hence only the permeability  $K$  is required for different porosity levels. Expressions such as the Blake-Kozeny-Carman equation (Blake, 1922; Kozeny, 1927; Carman, 1937) were shown not to always accurately represent the relation between  $K$  and  $\phi$  (Ahn, Seferis et Berg, 1991; Skartsis, Kardos et Khomani, 1992; Scheidegger, 1974; Steenkamer, Wilkins et Karbhari, 1993; Williams, Morris et Ennis, 1974). In consequence and despite the tremendous progresses made towards the calculation of the permeability (Happel, 1959; Emersleben, 1925; Kuwabara, 1959; Keller, 1964; Gebart, 1992; Whitaker, 1969),  $K$  still has to be measured, mainly because of the complexity of the fiber network's geometry in the materials considered (figure 4.1).

Analytical and numerical works have shown that the packing geometry of the fibers, the heterogeneity of woven structures and their inherent randomness have an important influence on the permeability values to be used for the simulation of composites processing (Yu et Soong, 1975; Sangani et Acrivos, 1982a, 1982b; Drummond et Tahir, 1984; Larson et Higdon, 1986, 1987; Sangani et Yao, 1988; Parnas et Phelan, 1991; Berdichevski et Cai, 1993; Phelan, Leung et Parnas, 1994; Parnas, Salem, Sadiq, Wang et Advani, 1994; Sadiq, Advani et Parnas, 1995). In order to obtain a better comprehension of the evolution of the permeability of textile reinforcements under different weaving, stacking and processing conditions, the geometry of fiber networks has to be considered. Models of the behavior of fiber networks are required both for the design of the processing equipment and molds, and for the prediction of the local permeabilities of the preforms; such models shall include the structure of the reinforcements and the processing conditions as input parameters. Experimental data on the compaction of textile structures is also required in order to define this behavior and to validate future models.

In the first paper (Robitaille et Gauvin, 1998a) general trends observed as random mats and woven materials are compacted were identified. However in a context where enhancements

are brought to traditional liquid molding processes and derivatives of these processes such as flexible-wall and infusion molding are increasingly used, more information on the effect of the fluid on the compaction behavior of the reinforcements is needed; the same is true of results describing the time relaxation characteristics of the reinforcements.

In the present paper the results of a structured study of the compaction and relaxation characteristics performed on three chosen reinforcements are proposed. The processing parameters considered are the textile structure, number of layers, holding time, compaction rate, maximum applied pressure, cycle number and saturation of the reinforcements in distilled  $H_2O$ . Experimental results are expressed as  $(v_f, P)$  and  $(t, P)$  curves, where  $v_f$  is the fiber volume fraction,  $P$  is the compaction pressure applied on the textile and  $t$  is the time. The observed parameters used to present the results are similar to those described in the first paper (Robitaille et Gauvin, 1998a): the initial fiber volume fraction  $A$ , stiffening index  $B$ , representative rigidity  $M$ , maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$ , pressure decay at  $(t = 1s)$   $C$ , relaxation index  $D$ , and pressure ratio at  $(t = 300 s)$   $P_{300}$ . Two additional observed parameters, the compaction energy  $E_I$  and percentage energy loss  $E_L$ , are also presented.

### 4.3 Experimental

#### 4.3.1 Textile reinforcements

Three bidirectional woven glass reinforcements were selected for study: Bay Mills "Style 196", 32 oz double twill woven roving, (textile #1), Bay Mills "Style 154", 10 oz plain woven roving (textile #2), and JB Martin "82001 A" no-crimp stitched woven roving (textile #3). The average measured surface density respectively are 1 048 g/m<sup>2</sup>, 312 g/m<sup>2</sup> and 306 g/m<sup>2</sup>; other characteristics of the textiles are listed in table 4.1. The structures of textiles #1, #2 and #3 are illustrated on figures 4.2, 4.3 and 4.4 respectively; the weaving unit patterns of the textiles appear in matrix form in table 4.1 where number 1 indicates superior positioning of the warp roving at superposition point and 0 indicates inferior

positioning. Warp rovings of textile #1 are made of 4 twisted yarns and weft rovings of this textile are made of 2 twisted yarns, while both warp and weft rovings of textile #2 are made of 2 twisted yarns. The rovings of textile #3 are non-twisted single yarns; in this textile the rovings of both directions do not interlace and are held together by a polyethylene terephthalate (PET) stitch accounting for approximately 6% of the total mass. In the matrix representing the weaving patterns of textile #3 (table 4.1) only the glass rovings are represented. From visual inspection of textile #1 it is seen that the glass rovings cover all the surface of the reinforcement; in the plane of textiles #2 and #3, the area that is not occupied by at least one glass roving is large, while the area where rovings from warp and weft directions overlap is relatively small (figures 4.2, 4.3 and 4.4).

The amount of sizing present on the glass fibers was measured for each reinforcement. Samples from each textile reinforcement were exposed to a 600°C environment for 2 hours and the masses before and after exposition were measured. The loss on ignition (*LOI*) of the material is defined in equation 4.3 where  $M_1$  and  $M_2$  respectively represent the masses of the samples before and after exposition. For textile #3 the thermoplastic stitch was removed manually before *LOI* was measured, however its mass was included in both  $M_1$  and  $M_2$ . Ten samples were used for each measurement; results appear on table 4.1.

$$LOI = \frac{M_2 - M_1}{M_1} * 100\% \quad (4.3)$$

The structures of textiles #1 and #2 present the similarities of twisted rovings made of multiple yarns, that interlace as a result of the weaving operation. The structures of textiles #2 and #3 have close areal densities and in both of these materials the weaving densities are low, resulting in a small portion of the area where the rovings overlap and in fairly large voids between the rovings.

### 4.3.2 Apparatus

As immersed textile reinforcements are compressed the total applied pressure  $P_t$  is equilibrated by the sum of the compaction pressure  $P$  that results from contact forces between the fibers over the area of the reinforcements, and the fluid pressure  $P_f$  generated as the fluid flows horizontally through the porous reinforcements (figure 4.5). The object of the paper is the definition of the effect of the processing parameters on the compaction pressure  $P$  ; to this end an apparatus allowing the measurement of the compaction pressure for saturated reinforcements was designed. The apparatus is shown on figure 4.6. The reinforcements were compressed between the upper platen, part A, and the lower platen, parts C, D and E. This platen is instrumented with pressure transducers, part B, allowing the fluid pressure  $P_f$  to be measured and withdrawn from the total pressure  $P_t$  applied to the platens. When saturated stacks are compacted the fluid is contained by walls, parts F and G, installed around the lower platen. The apparatus was designed in such a manner that after flowing horizontally through the reinforcements, the fluid is free to flow above the upper platen; no restriction is imposed on the fluid after it has flown out of the reinforcements. Square 125 mm x 125 mm samples of textile reinforcements were tested; these dimensions were selected after many references in the literature (Robitaille et Gauvin, 1998a). The maximum initial height of the stacks is 50 mm. The apparatus was mounted on a 100 kN MTS machine and data acquisition for the pressure transducers was performed using the LabVIEW system. The elastic deformation of the apparatus was measured and subtracted from the original data and the distance between platens was converted to fiber volume fraction using equation 4.4:

$$v_f = \frac{V_g}{V_t} = \frac{\left( \frac{m_g}{2.56 \cdot 10^6} \right)}{(1.5625 \cdot 10^{-2} h)} \quad (4.4)$$

where  $V_g$  is the glass volume,  $V_t$  is the total volume,  $m_g$  is the glass mass and  $h$  is the height imposed to the reinforcement stack. The pressure chamber illustrated on figure 4.6 was not used for the present study.

#### 4.3.3 Experimental modalities and observed parameters

Successive loading cycles were applied to the samples; each cycle consisted of three sequential steps: the compaction, the relaxation and the retrieval of the load. The reinforcements were compacted at a constant displacement rate up to a selected pressure level, the imposed height was held constant for a chosen time period, after which the load was withdrawn at the same constant rate.

The processing parameters investigated are the structure of the textile (textiles #1, #2 and #3), the number of layers ( $NOL$ ), compaction rate ( $CR$ ), holding time ( $t_{hold}$ ), maximum applied pressure ( $P_{max}$ ), cycle number ( $CN$ ), and immersion of the reinforcement stack in distilled  $H_2O$  at room temperature, termed fluid saturation ( $SAT$ ). The experimental modalities used for these processing parameters appear in table 4.2. The lower and higher experimental modalities chosen for the compaction rate  $CR$ , compaction pressure  $P_{max}$  and holding time  $t_{hold}$  were selected after consideration of both previous experimental work (Robitaille et Gauvin, 1998a) and industrial practice.

The fluid used in the experiments on saturated samples is distilled  $H_2O$  at room temperature; this fluid was chosen mainly because of its low viscosity, resulting in lower values of the fluid pressure at high compaction rates and more accurate measurements of  $P$ . Other fluids were considered; however the nature of the fluid is known to affect the results of laboratory experiments involving textile reinforcements, such as permeability measurements. Different sizings may not behave in identical ways in presence of diverse fluids, and therefore the nature of the fluid constitutes a processing parameter in itself; that parameter was not investigated in the present study. Supplementary motives were that further trials on  $H_2O$ -

saturated textiles may be easily performed in a vast array of experimental conditions, and that water is known to always be present at the surface of commercial glass. The stability over time of the sizings applied on textiles #1, #2 and #3 was evaluated by soaking the reinforcements in 22°C distilled water; no significant loss of sizing was measured.

The experimental design was structured in order to provide evaluations of the effect of the processing parameters  $NOL$ ,  $CR$ ,  $t_{hold}$ ,  $P_{max}$ ,  $CN$  and  $SAT$  based on the same number of experiments for each parameter. For each reinforcement, compaction cycles were performed for every 160 combinations of the experimental modalities presented in table 4.2, allowing strict analysis of the effects of the processing parameters. The results were reported as ( $v_f$ ,  $P$ ) and ( $t$ ,  $P$ ) curves and adjusted to equations 4.5 and 4.6:

$$v_f = A \cdot P^B \quad (4.5)$$

$$\frac{P}{P_o} = 1 - C \cdot t^{(1/D)} \quad (4.6)$$

where  $v_f$  is the fiber volume fraction,  $P$  is the compaction pressure and  $t$  is the time; in equation 4.6,  $t = 0$  corresponds to the end of the constant rate compaction and the beginning of time relaxation. The observed parameters studied are the initial fiber volume fraction  $A$ , stiffening index  $B$ , representative rigidity  $M$ , maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$ , pressure decay at ( $t=1$  s)  $C$ , relaxation index  $D$ , pressure ratio at ( $t=300$  s)  $P_{300}$ , compaction energy  $E_I$ , and percentage energy loss  $E_L$ . Parameters  $M$ ,  $v_{f,max}$  and  $P_{300}$  are illustrated on figures 4.7 and 4.8. Parameters  $E_I$  and  $E_L$  were defined by Kothari and Das (Kothari et Das, 1992) as the potential energy per unit surface stored during compaction, equation 4.7, and the ratio of the difference between the stored and recovered energies to the stored energy, equation 4.8:

$$E_1 = \left| \int_{T_o}^{T_{\min}} P dT \right| \quad (4.7)$$

$$E_L = \frac{\int_{T_o}^{T_{\min}} P dT + \int_{T_{\min}}^{T_r} P dT}{\int_{T_o}^{T_{\min}} P dT} \quad (4.8)$$

where  $T$  is the thickness of the reinforcement stack (m),  $T_o$  is the initial thickness,  $T_{\min}$  is the minimal thickness reached during the compaction cycle and  $T_r$  is the thickness measured at the end of the cycle.

#### 4.4 Results

On table 4.3 the average, minimum, and maximum values obtained for each observed parameter and each textile are presented, along with the standard deviations termed as intra-group standard deviations (*intra s.d.*). The standard deviations of the three average values observed for a given observed parameter, each value corresponding to a textile reinforcement, is also presented and termed as inter-group standard deviation (*inter s.d.*). In this table, all results obtained for each parameter and each textile were lumped together; trends resulting from changes in the processing parameters were not considered at this point.

All observed values for the initial fiber volume fraction  $A$  are within the 0.001-0.03 range identified in the first paper (Robitaille et Gauvin, 1998a) and all values of the stiffening index  $B$  are below the 0.200 limit mark that was identified in the same reference as separating experimental curves obtained with woven materials and random mats. The ranges of observed values for parameters  $M$ ,  $C$ ,  $D$  and  $P_{300}$  are also coherent with previous

results (Robitaille et Gauvin, 1998a); however the values obtained for  $v_{f,max}$  were generally lower than those presented in this reference for woven materials.

Table 4.3 shows that inter-group standard deviation values are higher than the intra-group values for the observed parameters  $A$ ,  $B$  and  $v_{f,max}$ , related to the compaction part of the loading cycle. On the other hand the opposite situation occurs with parameters  $C$ ,  $D$  and  $P_{300}$ , associated to the relaxation part of the loading cycle; the inter-group values obtained for these parameters are appreciably lower than their intra-group counterparts. This indicates that a difference in the behavior of the reinforcements exists for the compaction part of the cycle, while such a difference is not as visible during the relaxation; indeed a closer look at table 4.3 shows that the values of parameters  $A$ ,  $B$ ,  $M$  and  $v_{f,max}$  obtained with textile #3 differ from the values obtained with textiles #1 and #2. From this it can be concluded that differences in behavior between given textiles may appear in one part of the loading cycle while not in others. Also, in the definition of a manufacturing operation the consideration of the differences resulting from changes in the processing parameters may prove to be as important as the nature of the textile reinforcement in itself; however the structure of the textile may influence the way it responds to changes in the processing parameters. The main structural differences between textiles #1 and #2 and textile #3 are the multiple-yarns twisted rovings and interlacing weaving of the two former textiles. These structural parameters seem to have more impact on the compaction behavior of the reinforcements than the weaving density, which is higher for textile #1 than for textiles #2 and #3.

The average and standard deviation values presented on table 4.3 show that the processing parameters have important effects on the behavior of the reinforcements. Hence the effects of the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum compaction pressure  $P_{max}$ , holding time  $t_{hold}$ , cycle number  $CN$  and fluid saturation  $SAT$  were analyzed for each observed parameter and for each textile by having recourse to a 64 trials, two-level full factorial analysis plan. This plan allowed the analysis of the main effects of each processing



parameter and of all the interactions of the processing parameters. The values of the processing parameters used in the two-level analysis plan are the lower and higher modalities presented in table 4.2; the number of trials, 64, corresponds to the number of possible combinations of these modalities. Equation 4.9 shows an example of the linear equations resulting from such an analysis, in this case the effect of the processing parameters on the initial fiber volume fraction  $A$  for textile #1. The values taken by  $NOL$ ,  $CR$ ,  $P_{max}$ ,  $t_{hold}$ ,  $CN$  and  $SAT$  are -1 for the lower modalities and +1 for the higher modalities. Only the terms related to the main effects of the processing parameters are presented explicitly in equation 9; the average value taken by  $A$  is 0.186, the average change in  $A$  as the number of layers goes from 6 to 12 is  $-2.25e^{-3}$ , and so on.

$$\begin{aligned}
 A = 0.186 - \frac{2.25e^{-3} NOL}{2} - \frac{6.50e^{-3} CR}{2} + \frac{2.44e^{-3} P_{max}}{2} + \\
 \frac{2.63e^{-3} t_{hold}}{2} + \frac{5.35e^{-2} CN}{2} - \frac{6.56e^{-3} SAT}{2} + \quad (4.9) \\
 \text{interaction terms}
 \end{aligned}$$

From this example it can be seen that for textile #1, the processing parameter that has the strongest main effect on parameter  $A$  is the cycle number. The results of this analysis appear on figures 4.9 to 4.17; on each of these figures the dashed line represents the average values of the observed parameter for each textile (0.0 variation in observed parameter) and the dotted lines represent the average of intra-group standard deviations; this value is included in the figures for comparison purposes. The variations in observed parameters presented on these figures are the coefficients of the 27 linear equations similar to equation 9, established for each the 9 observed parameters and 3 textiles.

#### 4.4.1 Effects of the processing parameters on observed parameters $A$ , $B$ , $M$ and $v_{f,max}$

Figures 4.9, 4.10, 4.11 and 4.12 present the variations of the observed parameters  $A$ ,  $B$ ,  $M$  and  $v_{f,max}$  related to the compaction part of the cycles. The cycle number  $CN$  is the processing parameter showing the most pronounced effect on fitting variables  $A$  and  $B$ , which were shown in the first paper (Robitaille et Gauvin, 1998a) to be related to the structure of the reinforcement. Therefore the marked changes in parameters  $A$  and  $B$  on successive cycles indicate a change in the geometry of the textile structure and a reorganization of the fiber network. The effects of the compaction rate  $CR$  and of the maximum applied pressure  $P_{max}$  are coherent for the three materials, but very weak; the effect of the compaction rate is also coherent with previous observations made on material EBX 936 and other materials, as can be seen on figures 4.12 and 4.13 of the first paper (Robitaille et Gauvin, 1998a). Parameter  $P_{max}$  was not investigated at that time.

The observed decrease of the initial fiber volume fraction  $A$  and rise of the stiffening index  $B$  with the compaction rate  $CR$  are smaller in the present study; this can be explained considering that the minimum and maximum compaction rates tested on material EBX 936 were 2 mm/min and 1 000 mm/min, while the range of rates tested here is more limited (table 4.2).

The weakness of the effect of  $P_{max}$  indicates that during the compaction, the stiffening index  $B$  remains constant; this had not been investigated in the experiments reported in the first paper. The exponents defined in the analytical works of van Wyk (van Wyk, 1946) and Gutowski et al. (Gutowski, Kingery et Boucher, 1986) also take constant values. While these values are not influenced by any processing parameter nor by the structure of the reinforcements, some parallels may be drawn between the experimental and analytical results and the relevance of some hypothesis of the models to woven textile structures may be discussed. However one must bear in mind that the mathematical expression used by van

Wyk and Gutowski differ from equation 4.5 as an initial fiber volume fraction  $v_f$  at  $P = 0$  was included in these models. The choice of not including this variable in equation 4.5 was made from consideration of previous work, and because the definition and measurement of an initial fiber volume fraction  $v_f$  at  $P = 0$  is practically impossible with many reinforcements. The fact that the level of applied pressure  $P_{max}$  has no influence on the initial fiber volume fraction at  $P = 1 \text{ Pa}$ ,  $A$ , was predictable and confirmed by the analysis.

The effect of the number of layers was found to be weak for textiles #1, #2 and #3. On figures 3.12 and 3.13 of the previous paper (Robitaille et Gauvin, 1998a) an effect of the number of layers on parameters  $A$  and  $B$  for material EBX 936 was found as the number of layers rised from 3 to 6, and also from 6 to 12 layers, although less pronounced in the last case. The effect of the cycle number  $CN$  was seen to be stronger than the effect of the number of layers  $NOL$ ; for example,  $B$  values decreased by 40.6 % as the cycle number was raised from 1 to 5, while it decreased by 24.2 % and 13.2 % respectively as the number of layers was raised from 3 to 6, and from 6 to 12, for compactions at 2 mm/min. The absence of an effect of the number of layers in the present of study is assumed to result from the more elevated number of layers used, up to 24.

The change in representative rigidity  $M$  associated to  $P_{max}$  is shown on figure 4.11. This effect is a direct consequence of the stiffening behavior of the material; considering that the values of the stiffening index  $B$  for woven materials are below 0.200, the strong impact of  $P_{max}$  on the rigidity was foreseeable. It is however worth noting that the effect of the cycle number  $CN$  on  $M$  is not negligible compared to the effect of  $P_{max}$ ; this confirms that the successive application of loading cycles to a textile reinforcement changes its properties as the fiber network reorganizes.

The effects of the processing parameters on the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  that were previously observed on woven reinforcements (Robitaille et Gauvin, 1998a) were also obtained with textiles #1, #2 and #3. These effects are shown for material EBX 936 in

figure 3.14 of the previous paper, and on figure 4.12 of this paper for the three textiles; the diminution of the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  as the number of layers rises, the light increase of  $v_{f,max}$  with the compaction rate, and the increase of  $v_{f,max}$  with the cycle number were seen with textiles #1, #2 and #3. The effect of the maximum applied pressure  $P_{max}$  has not been studied previously. The simultaneous rise of  $v_{f,max}$  and  $P_{max}$  was easy to predict, however the fact that the effect of  $P_{max}$  and other processing parameters are of the same order is an interesting conclusion.

The number of layers  $NOL$  is seen to have an impact on  $v_{f,max}$  for the three textiles, although no general trend could be identified relating this processing parameter to the representative rigidity  $M$  or fitting parameters  $A$  and  $B$ . In the present study  $v_{f,max}$ , which is an important property of the finished part as it influences almost all of its mechanical properties, is the only indicator or observed parameter related to the loading part of the compaction cycle to be influenced by the number of layers. This leads to conclude that while parameters  $A$  and  $B$  provide valuable information on the structure of a reinforcement and on its reorganization on successive cycles, these values should be seen as observed parameters; a satisfactory model of the behavior of the reinforcements and of the influence of the processing parameters shall go beyond the possibilities offered by equation 4.5. The fiber volume fraction  $v_{f,max}$  also was the only observed parameter for which a difference between the textiles in their response to the presence of the fluid could be detected. The maximum fiber volume fraction measured on textile #1 is seen to raise strongly when fluid saturated stacks are compared to the dry stacks; the amplitude of this effects compares well to the amplitude of the maximum applied pressure; textile #1 differs from textile #2 in its higher weaving density and weaving pattern. In general the variations in parameter  $v_{f,max}$  are more influenced by the different nature of the textile reinforcements; for example it is seen on figures 4.9 and 4.12 that the raise in initial and maximum fiber volume fraction on successive cycles is stronger for textile #3, followed by textile #2 and finally by textile #1; however the differences in the variations emerge more clearly with  $v_{f,max}$ . Also the stronger effect of  $P_{max}$  on textile #3, resulting from a lower rigidity of this textile (table 4.3), appears clearly with

$v_{f,max}$ , but can not be identified from consideration of the variations shown by the initial fiber volume fraction  $A$  or the stiffening index  $B$ .

#### **4.4.2 Effects of the processing parameters on observed parameters $C$ , $D$ , $P_{300}$ , $E_I$ and $E_L$**

Figures 4.13, 4.14 and 4.15 represent the variation of the observed parameters related to the relaxation part of the loading cycle as the height imposed to the tested materials is maintained constant. On figures 4.13 and 4.14 the values of the pressure decay at ( $t=1$  s)  $C$  and relaxation index  $D$  are seen to be mostly influenced by the compaction rate  $CR$  and by the presence of a fluid, or saturation  $SAT$ ; the pressure initially decays faster for textiles compacted at higher rates, and more slowly for textiles saturated in distilled  $H_2O$ . Parameter  $D$  is also raised on successive compaction cycles. The saturation in  $H_2O$  and the compaction rate are seen to have an effect on the three textiles and for all observed parameters. In the first paper (Robitaille et Gauvin, 1998a) it was concluded that the compaction rate  $CR$  has more influence on the relaxation process than on the compaction; this is clearly confirmed by the results obtained for textiles #1, #2 and #3. The same processing parameters affect the variations in pressure ratio at ( $t=300$  s)  $P_{300}$ , as seen in figure 4.15; the effect of the maximum applied pressure  $P_{max}$  is also seen to be coherent to the observations reported in that reference. From these results it is concluded that the experimental parameters that have the most effect on the relaxation characteristics are not the same as those influencing the compaction part of the loading cycle; this indicates that the rigidity of the fibrous network and their reorganization over time are likely to be determined by different physical phenomena.

Figures 4.16 and 4.17 represent the variation observed in the compaction energy  $E_I$  and energy loss  $E_L$ . On figure 4.16 the compaction energy  $E_I$  is seen to evolve in a similar manner for the different textiles, although the average values differ sensibly. The raises associated to the number of layer and to the maximum compaction pressure were

predictable, and the effect of the compaction rate and fluid saturation are coherent for the three textiles but weak. Therefore figure 4.16 allows to confirm the conclusion reached from consideration of parameters  $A$ ,  $B$ ,  $M$  and  $v_{f,max}$ , that the number of cycles has the strongest impact on the compaction properties of woven reinforcements. As the textile reorganises on successive cycle, less energy is required to reach the same applied pressure level and higher  $v_f$  values. Finally the energy loss  $E_L$  is represented on figure 4.17, this observed parameter is the only one to be related to the whole loading cycle. The average values for  $E_L$  are slightly above 80 % and do not sensibly differ from one textile to another. Figure 4.17 shows that  $E_L$  decreases as the number of layers  $NOL$  rises. However it was seen on figure 4.12 that the maximum fiber volume fraction reached during compaction is reduced as the number of layers rise; this indicates that the energy loss is higher for textile structures compacted to higher fiber volume fractions  $v_f$ . This conclusion is confirmed considering that the energy loss raises with the maximum applied pressure  $P_{max}$  as shown on figure 4.17. However this figure also shows that the energy loss  $E_L$  becomes progressively lower on successive compaction cycles  $CN$ , even though the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  raises on successive cycles. These apparently contradictory conclusions indicate the importance of fiber reorganization on the definition of the behavior of textile structures. As a first compaction cycle is applied to a reinforcement, the part of the applied compaction energy that is to be released during the retrieval of the load is progressively reduced and the reorganization of the network takes place. The energy loss may be the result of fiber-to-fiber friction and of the appearance, between fibers, of force components oriented normally to the compaction axis. The reorganization of the network on successive cycles results in a raise fiber volume fraction at which compaction pressure begins to build up  $A$ , in a raise, albeit smaller, of the maximum fiber volume fraction reached during compaction  $v_{f,max}$ , in less relaxation on successive compaction cycles and a raise in  $P_{300}$ , and in a diminution in both the compaction energy  $E_I$  and energy loss  $E_L$ .

#### 4.4.3 Interactions and other results

The 64-trials analysis plan allowed the evaluation of all interactions existing between two or more processing parameters. Such interactions exist, for example, when two processing parameters are raised together and the result of this operation on an observed parameter differs from the addition of the individual effects of each processing parameter raised separately.

The only significative interactions that were identified are the two-parameters interactions between the compaction rate  $CR$  and fluid saturation  $SAT$  for the relaxation-related observed parameters  $C$  and  $P_{300}$ ; the values of these interaction appear on table 4.4. The effect of the interaction on the pressure decay at ( $t=1$  s)  $C$  is positive, as the effect of the compaction rate  $CR$ , and its amplitude compares to the effect of the fluid saturation  $SAT$ . The effect of the interaction on the pressure ratio at ( $t=300$  s)  $P_{300}$  is also in the direction of the compaction speed; from these consideration it is seen that although the presence of the fluid is an important processing parameter for the relaxation part of the cycle, the compaction rate is the dominant parameter. Another conclusion is that the two parameters are clearly related; it is likely that the two processing parameters affect the time relaxation through the same same physical phenomena. The interaction of the compaction rate  $CR$  and the saturation  $SAT$  on the pressure decay at ( $t=1$  s)  $C$  are presented on figure 4.18.

One supplementary result was obtained from the consideration of the interactions. Compaction cycles with holding times  $t_{hold}$  of 1 s and 300 s were performed in order to compare the reorganization of the fiber network associated to the time relaxation, to the reorganization that results from the application of successive compaction cycles. As seen on figures 4.9 to 4.12, the effect of  $t_{hold}$  on the loading part of the cycles is negligible; therefore the fact of having or not a relaxation period of 300 s inside the loading cycle does not change the results observed during the loading part of successive cycles; this is also seen on figure 4.16. Calculation of the interactions has shown that their is no common effect of the

holding time  $t_{hold}$  and cycle number  $CN$ . From this and from previous considerations stated in this paper, it may be concluded that the changes of the fiber network that occur during the compaction and during the time relaxation are not of the exact same nature. Also, when the load is retrieved from a textile reinforcement and then reapplied, previous contacts between the fibers may be lost and new contacts may be created, resulting in a partly new network. Traces of the reorganization of the network must be present on successive cycles for the changes associated to the cycle number  $CN$  to appear, however traces of the changes that occurred during the time relaxation do not seem to persist on retrieval of the load.

On figures 4.19 and 4.20, the evolution of observed parameters  $A$  and  $M$  with the maximum applied pressure  $P_{max}$  and cycle number  $CN$  is shown. The results presented on figure 4.19 were obtained with 12 layers of textile #1 compacted at high speed; supplementary experiments with  $P_{max} = 1.5$  MPa were performed. These results may be compared to the ones presented on figure 3.12 of the first paper. Both sets of results show that the cycle number  $CN$  has a stronger effect of the initial fiber volume fraction  $A$  than the maximum applied pressure  $P_{max}$  and that this effect is particularly strong for the first cycles and then decreases. Figure 4.20 shows, as previously stated, that the amplitude of the effects of the same processing parameters on the representative rigidity  $M$  differs, the maximum applied pressure  $P_{max}$  having a stronger influence on that observed parameter. In both cases the addition of the individual effects of each of the two parameters is seen to coincide well with the values obtained when the two parameters are raised together, over all the domain of  $CN$  and  $P_{max}$ ; in these cases, as with most experimental parameters, the interactions of two parameters or more are seen to be negligible.

#### 4.5 Discussion

The previous results show that the processing parameters that have the most effect on the compaction behavior and on the relaxation behavior are not the same; the cycle number  $CN$  has the strongest impact on the initial fiber volume fraction  $A$  and stiffening index  $B$ . The



representative rigidity  $M$  is also affected by the maximum applied pressure  $P_{max}$ , this effect resulting from the stiffening behavior of the material. Finally the maximum fiber volume fraction reached during compaction  $v_{f,max}$  is, among the observed parameters related to the compaction part of the loading cycle, the one that is the most sensitive to changes in the processing parameters. The processing parameters that have the most effect on the relaxation part of the cycle are the compaction rate  $CR$ , followed by the saturation of the reinforcement in distilled  $H_2O$ ,  $SAT$ . Although it has a strong influence on the relaxation part of the cycle, the compaction rate  $CR$  only has a very weak effect on the compaction behavior. In the compaction part of the loading cycles, differences in the behavior shown by the three textiles could be seen; the values obtained with textiles #1 and #2 for the observed parameters  $A$ ,  $B$ ,  $M$  and  $v_{f,max}$  were in the same ranges, while a small shift was observed for the values obtained with textile #3. Also, a different reaction to the presence of distilled  $H_2O$  was observed in compaction for textile #1. Such differences between textiles #1, #2 and #3 were more difficult to identify for the relaxation part of the loading cycle.

A majority of the effects of processing parameters that were identified in this paper are coherent with the observations made in the first paper (Robitaille et Gauvin, 1998a). The only difference was observed with the effects of the number of layers, parameter  $NOL$ . This effect was seen to be weak for the compaction part of the cycle; this may be explained considering that in the previous paper, the strength of this effect was reduced as the number of layers itself was raised. However the effect of  $NOL$  on the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  observed with textiles #1, #2 and #3 compares to the results presented in the reference (Robitaille et Gauvin, 1998a). For the relaxation part of the loading cycle, the results obtained in the present study for parameter  $P_{300}$  are in contradiction with the ones that appear on figure 4.21 of the preceeding paper. This can not be explained; however relatively few relaxation experiments with varying number of layers were reported in (Robitaille et Gauvin, 1998a) and the higher  $NOL$  values used in the present study may affect the relaxation behavior as they seem to do for the compaction behavior.

The changes observed in the properties of textile reinforcements imply some form of change of their structure, or reorganization. The facts that major changes in fittings parameters  $A$  and  $B$  occur only on successive compaction cycles and that values of  $A$  and  $B$  remain constant during the compaction as they were shown not to be affected by the maximum applied pressure  $P_{max}$  indicate that the retrieval of the load is required for an effective reorganization of the network to occur. The time relaxation of the textiles also involves some reorganization of the network; however as successive cycles are preformed the absence of an effect of the holding time  $t_{hold}$  on the compaction behavior and the absence of an interaction between the holding time and the cycle number  $CN$  lead to conclude that the reorganization that occurs during time relaxation and the one that occurs during the application of the load are not directly related. Analysis of the effect of the processing parameters on the energy loss  $E_L$  support this conclusion; more generally, high losses of the energy applied to compress structures made of a purely elastic material, glass, necessarily involve fairly important levels of network reorganization.

Theoretical works on the compaction of fiber assemblies provide interesting elements of discussion of the behavior observed experimentally. The definitions introduced by Komori and Makishima (Komori et Makishima, 1977) and others showed the effect of the geometry of the fiber networks on their mechanical behavior. The effect of the interactions between the fibers was demonstrated by Carnaby and others (Carnaby et Pan, 1989; Pan et Carnaby, 1988; Lee et Carnaby, 1992). Also, if expressions for the constant initial values of the moduli were provided by Lee and Lee (Lee et Lee, 1988), Komori and Itoh (Komori et Itoh, 1991a, 1991b) proposed methods for the calculation of the changes that occur in the geometry of a fiber network as it undergoes compaction. These work confirm the effects of the geometry of the fiber networks and of the interactions between the fibers; they also confirm that networks do reorganize as they are compressed and that this reorganization changes their properties. On the other hand the causes for reorganization that were put forward by these authors do not apply to time relaxation, and time does not intervene directly in any of these theoretical developments. Cai and Gutowski (Cai et Gutowski, 1992

introduced a viscous deviatoric stress component to be borne by the assembly of lubricated aligned fibers considered in their work, but did not develop this idea further. Simacek and Karbhari (Simacek et Karbhari, 1996; Karbhari et Simacek, 1996), in their work on unlubricated aligned fibers, assumed the deviatoric part of the stress to be time independent and showed that this behavior also is to be expected in lubricated fiber assemblies, for both parts of the deviatoric stress tensor acting in the transverse plane of the fiber assembly and along the fibers. However in this paper the strong interaction that was observed between the compaction rate  $CR$  and fluid saturation  $SAT$  seems to indicate an interaction of viscous nature at the fiber contact points, at least during the time relaxation. From these considerations it is seen that many questions remain on the origin of the time dependant behavior observed with textile reinforcements, and on the exact nature of the fiber interactions.

#### 4.6 Conclusion

In this paper, the results of a structured experimental program performed on three woven reinforcements used for the manufacturing of composite parts were presented. Successive loading cycles were applied to the reinforcements; each cycle consisted of three sequential steps: compaction, relaxation and retrieval of the load. The processing parameters investigated are the number of layers ( $NOL$ ), compaction rate ( $CR$ ), holding time ( $t_{hold}$ ), maximum applied pressure ( $P_{max}$ ), cycle number ( $CN$ ), and immersion of the reinforcement stack in  $H_2O$  ( $SAT$ ). Experimental results were reported as  $(v_f, P)$  and  $(t, P)$  curves; the observed parameters that were analyzed are the initial fiber volume fraction  $A$ , stiffening index  $B$ , representative rigidity  $M$ , maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$ , pressure decay at  $(t=1\text{ s})$   $C$ , relaxation index  $D$ , pressure ratio at  $(t=300\text{ s})$   $P_{300}$ , compaction energy  $E_I$ , and percentage energy loss  $E_L$ . Most previously identified effects of the processing parameters were observed with the three reinforcements tested. The results show that the processing parameters that have the most pronounced effects on the compaction and relaxation behaviors of the reinforcements respectively are the cycle number  $CN$  and the compaction

rate  $CR$ . The effect of the saturation of the reinforcements in  $H_2O$  appeared during time relaxation for all reinforcements and during the compaction for one of the three tested reinforcements. Reorganization of the fiber network was seen to play a major role in defining the mechanical properties of the reinforcements; however while the effects of the reorganization that occurs during the compaction can be seen on successive cycles, the same is not true for the reorganization of the network that occurs during time relaxation. Experimental evidence and theoretical works indicate differences between these two phenomena.

#### 4.7 References

AHN, K.J., SEFERIS, J.C. et BERG, J.C. (1991). Simultaneous measurements of permeability and capillary pressure of thermosetting matrices in woven fabric reinforcements. Polymer Composites, 12, 146-152.

BEAVERS, G.S. et SPARROW, E.M. (1971). International Journal of Heat and Mass Transfer. 14, 1855.

BERDICHEVSKY, A.L. et CAI, Z. (1993). Preform permeability predictions by self-consistent method and finite element simulation. Polymer Composites, 14, 132-143.

BLAKE, F.C. (1922). Trans. Am. Inst. Chem. Eng., 14, 415.

CAI, Z. et GUTOWSKI, T. (1992). The 3-D deformation behavior of a lubricated fiber bundle. Journal of Composite Materials, 26, 1207-1237.

CARMAN, P.C. (1937). Trans. Inst. Chem. Eng. London, 15, 150

CARNABY, G.A. et PAN, N. (1989). Theory of the compression hysteresis of fibrous assemblies. Textile Research Journal, 59, 275-284.

DARCY, H. (1856). Les fontaines publiques de la ville de Dijon, Dalmont éditeurs, Paris, France.

DRUMMOND, J.E. et TAHIR, M.I. (1984). Laminar viscous flow through regular arrays of parallel solid cylinders. International Journal of Multiphase Flow, 10, 515-540.

DULLIEN, F.A.L. (1979). Porous media, fluid transport and pore structure. Academic press, New York, USA.

DULLIEN, F.A.L. et AZZAM, M.I.S. (1973). Flow rate-pressure gradient measurements in periodically nonuniform capillary tubes. AIChE Journal, 19, 222-229.

EMERSLEBEN, O. (1925). Physik. Z., 26, 601.

FORCHHEIMER, P. (1901). Z. Ver. Deutsch. Ing., 45, 1782.

GEBART, B.R. (1992). Permeability of unidirectional reinforcements for RTM. Journal of Composite Materials, 26, 1100-1133.

GUTOWSKI, T.G., KINGERY, J. et BOUCHER, D. (1986). Experiments in composites consolidation: fiber deformation. Proceedings of ANTEC '86 technical conference, 1316-1320.

HAPPEL, J. (1959). Viscous flow relative to arrays of cylinders. AIChE Journal, 5, 174-177.

KARBHARI, V.M. et SIMACEK, P. (1996). Notes on the modeling of preform compaction: II - effect of sizing on bundle level micromechanics. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 15, 837-861.

KELLER, J.B. (1964). Viscous flow through a grating or lattice of cylinders. Journal of Fluid Mechanics, 18, 94-96.

KOMORI, T. et ITOH, M. (1991a). A new approach to the theory of the compression of fiber assemblies. Textile Research Journal, 61, 420-428.

KOMORI, T. et ITOH, M. (1991b). Theory of the general deformation of fiber assemblies. Textile Research Journal, 61, 588-594.

KOMORI, T. et MAKISHIMA, K. (1977). Number of fiber-to-fiber contacts in general fiber assemblies. Textile Research Journal, 47, 13-17.

KOTHARI, V.K. et DAS, A. (1992). Compressional behaviour of nonwoven geotextiles. Geotextiles and Geomembranes, 11, 235-253.

KOZENY, J. (1927). Proc. Roy. Acad. Sci. Vienna, 136, 271.

KUWABARA, S. (1959). The forces experienced by randomly distributed parallel circular cylinders or spheres in a viscous flow at small Reynolds numbers. Journal of the Physical Society of Japan, 14, 527-532.

LARSON, R.E. et HIGDON, J.J.L. (1986). Microscopic flow near the surface of two-dimensional porous media. Part 1. Axial flow. Journal of Fluid Mechanics, 166, 449-472.

LARSON, R.E. et HIGDON, J.J.L. (1987). Microscopic flow near the surface of two-dimensional porous media. Part 2. Transverse flow. Journal of Fluid Mechanics, 178, 119-136.

LEE, D.H. et CARNABY, G.A. (1992). Compressional energy of the random fiber assembly. Textile Research Journal, 62, 185-191.

LEE, D.H. et LEE, J.K. (1988). Initial compressional behaviour of fibre assembly. Objective measurement: applications to product design and process control, S. Kawabata, R. Postle, M. Niwa, The Textile Machinery Society of Japan, 613-622.

PAN, N. et CARNABY, G.A. (1988b). Micromechanics of wool fibre assemblies in compression. The application of mathematics and physics in the wool industry, G.A. Carnaby, E.J. Wood, L.F. Story, Wool Research Organization of New Zealand, 181-192.

PARNAS, R.S. et PHELAN, F.R.Jr. (1991). The effect of heterogeneous porous media on mold filling in resin transfer molding. SAMPE Quarterly, 22, 53-60.

PARNAS, R.S., SALEM, A.J., SADIQ., T.A.K., WANG, H.P. et ADVANI, S.G. (1994). The interaction between micro- and macro- scopic flow in RTM preforms. Composite Structures, 27, 93-107.

PHELAN, F.R.Jr, LEUNG, Y. et PARNAS, R.S. (1994). Modeling of microscale flow in unidirectional fibrous porous media. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 7, 208-218.

ROBITAILLE, F. et GAUVIN, R. (1998). Compaction of textile reinforcements for composite manufacturing: I - review of experimental results. Polymer Composites, 19, 198-216.

SADIQ, T.A.K., ADVANI, S.G. et PARNAS, R.S. (1995). Experimental investigation of transverse flow through aligned cylinders. International Journal of Multiphase Flow, 21, 755-774.

SANGANI, A.S. et ACRIVOS, A. (1982a). Slow flow past periodic arrays of cylinders with application to heat transfer. International Journal of Multiphase Flow, 8, 193-206.

SANGANI, A.S. et ACRIVOS, A. (1982b). Slow flow through a periodic array of spheres. International Journal of Multiphase Flow, 8, 343-360.

SANGANI, A.S. et YAO, C. (1988). Transport processes in random arrays of cylinders. II. Viscous flow. Physics of Fluids, 31, 2435-2444.

SCHEIDEGGER, A.E. (1974). The physics of flow through porous media. University of Toronto Press, Toronto, Canada.

SKARTSIS, L., KARDOS, J.L. et KHOMANI, B. (1992). Resin flow through fiber beds during composite manufacturing processes. Part I: review of newtonian flow through fiber beds. Polymer Engineering and Science, 32, 221-239.

SIMACEK, P. et KARBHARI, V.M. (1996). Notes on the modeling of preform compaction: I - micromechanics at the fiber bundle level. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 15, 86-122.

STEENKAMER, D.A., WILKINS, D.J. et KARBHARI, V.M. (1993). Influence of test fluid on fabric permeability measurements and implications for processing of liquid moulded composites. Journal of Materials Science Letters, 12, 971-973.



VAN WYK, C.M. (1946). Note on the compressibility of wool. Journal of the Textile Institute, 37, T285-T292.

WILLIAMS, J.G., MORRIS, C.E.M., et ENNIS, B.C. (1974). Liquid flow through aligned fiber beds. Polymer Engineering and Science, 14, 413-419.

WHITAKER, S. (1969). Advances in theory of fluid motion in porous media. Industrial and Engineering Chemistry, 61, 14-28.

YU, C.P. et SOONG, T.T. (1975). A random cell model for pressure drop prediction in fibrous filters. ASME Transactions - Journal of Applied Mechanics, 42, 301-304.

## 4.8 Tables

**Table 4.1 Characteristics of textiles #1, #2 and #3**

Textile #1 - Bay Mills "Style 196" 32 oz double twill woven roving

<i>Structure:</i>	Surface density (g/m <sup>2</sup> )	Weaving pattern	Weaving matrix	LOI (%)
	1 048	Double twill	$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 \end{bmatrix}$	0.23 ± 0.01
<i>Warp:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	4 yarns, twisted 7.5 mm/turn	0.54	1.67	1.4
<i>Weft:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	2 yarns, twisted 7.5 mm/turn	0.27	1.20	1.2

**Table 4.1 ...continued**Textile #2 - Bay Mills "Style 154" 10 oz plain woven roving

<i>Structure:</i>	Surface density (g/m <sup>2</sup> )	Weaving pattern	Weaving matrix	LOI (%)
	312	Plain weave	$\begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$	0.18 ± 0.00
<i>Warp:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	2 yarns, twisted 7.5 mm/turn	0.27	1.58	1.2
<i>Weft:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	2 yarns, twisted 7.5 mm/turn	0.27	1.76	1.6

**Table 4.1 ...continued**Textile #3 - JB Martin "82001 A" no-crimp stitched woven roving

<i>Structure:</i>	Surface density (g/m <sup>2</sup> )	Weaving pattern	Weaving matrix	LOI (%)
	306	Non interlacing*	$\begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 1 & 1 \end{bmatrix}$	0.49 ± 0.04
<i>Warp:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	1 yarn, non-twisted	0.27	1.76	1.3
<i>Weft:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	1 yarn, non-twisted	0.27	1.88	1.3

\* Polyethylene terephthalate stitch, 6% by mass of the total textile structure.

**Table 4.2 Experimental modalities for processing parameters**

Processing parameter	Symbol	Textile	Lower modality	Intermediate modalities	Higher modality
Number of layers	<i>NOL</i>	1	6	-	12
		2, 3	12	-	24
Compaction rate (mm/min)	<i>CR</i>	All	2.0	-	60.0
Maximum compaction pressure (MPa)	<i>P<sub>max</sub></i>	All	1.0	-	2.0
Cycle number	<i>CN</i>	All	1	2, 3, 4	5
Holding time (s)	<i>t<sub>hold</sub></i>	All	1	-	300
Saturation	<i>SAT</i>	All	Dry	-	Wet

**Table 4.3 Averages, minimum and maximum values, and standard deviations for observed parameters  $A$ ,  $B$ ,  $M$ ,  $v_{f,max}$ ,  $C$ ,  $D$ ,  $P_{300}$ ,  $E_I$  and  $E_L$ .**

	Minimum	Average	Maximum	Intra s.d.
<i>Initial fiber volume fraction <math>A</math></i>				
Textile 1:	14.6 e-2	18.6 e-2	23.1 e-2	2.95 e-2
Textile 2:	15.1 e-2	20.2 e-2	25.3 e-2	3.19 e-2
Textile 3:	8.96 e-2	13.7 e-2	21.5 e-2	3.46 e-2
Inter s.d.		3.39 e-2		
<i>Stiffening index <math>B</math></i>				
Textile 1:	6.29 e-2	8.00 e-2	10.1 e-2	1.11 e-2
Textile 2:	5.54 e-2	7.12 e-2	8.89 e-2	0.99 e-2
Textile 3:	7.60 e-2	10.9 e-2	13.8 e-2	1.62 e-2
Inter s.d.		1.98 e-2		
<i>Representative rigidity <math>M</math> (MPa)</i>				
Textile 1:	10.04	21.11	36.67	7.66
Textile 2:	10.04	22.45	37.50	7.92
Textile 3:	5.73	15.54	29.54	6.23
Inter s.d.		3.66		
<i>Maximum fiber volume fraction <math>v_{f,max}</math></i>				
Textile 1:	0.523	0.575	0.638	0.029
Textile 2:	0.519	0.562	0.631	0.026
Textile 3:	0.575	0.633	0.735	0.038
Inter s.d.		0.038		

**Table 4.3 ...continued**

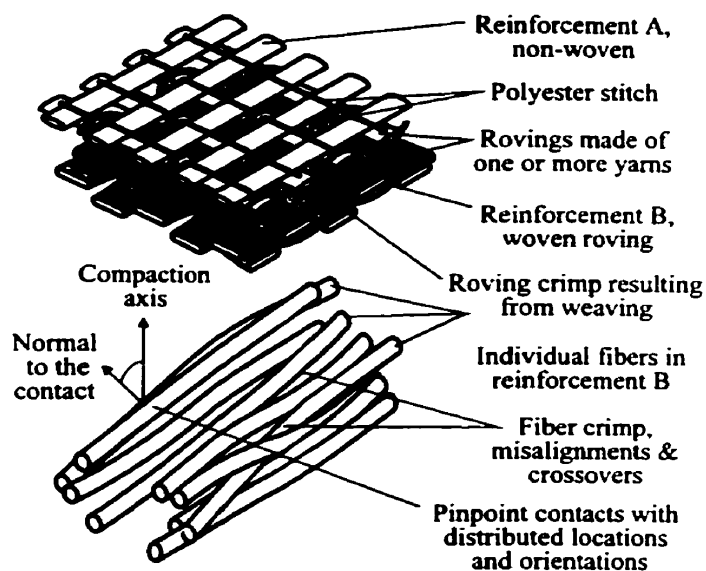
	Minimum	Average	Maximum	Intra s.d.
<i>Pressure decay at (<math>t = 1s</math>) <math>C</math></i>				
Textile 1:	3.21 e-2	10.4 e-2	30.7 e-2	8.21 e-2
Textile 2:	2.39 e-2	11.5 e-2	32.1 e-2	9.43 e-2
Textile 3:	5.86 e-2	11.9 e-2	28.1 e-2	7.18 e-2
Inter s.d.		7.77 e-3		
<i>Relaxation index <math>D</math></i>				
Textile 1:	3.31	6.97	15.8	3.74
Textile 2:	2.34	5.65	11.9	2.41
Textile 3:	3.27	5.63	9.58	1.94
Inter s.d.		0.768		
<i>Pressure ratio at (<math>t = 300 s</math>) <math>P_{300}</math></i>				
Textile 1:	0.531	0.749	0.887	0.098
Textile 2:	0.357	0.684	0.852	0.139
Textile 3:	0.415	0.665	0.806	0.098
Inter s.d.		0.0440		
<i>Compaction energy <math>E_I</math> (<math>J/m^2</math>)</i>				
Textile 1:	307	853	1870	392
Textile 2:	199	598	1280	282
Textile 3:	216	674	1450	320
Inter s.d.		131		
<i>Percentage energy loss <math>E_L</math> (%)</i>				
Textile 1:	70.7	80.3	94.7	4.91
Textile 2:	56.1	81.8	97.9	6.61
Textile 3:	71.5	82.2	98.5	5.93
Inter s.d.		1.00		

**Table 4.4 Interactions between the compaction rate  $CR$  and fluid saturation  $SAT$  on the pressure decay at ( $t=1$  s)  $C$  and pressure ratio at ( $t=300$  s)  $P_{300}$**

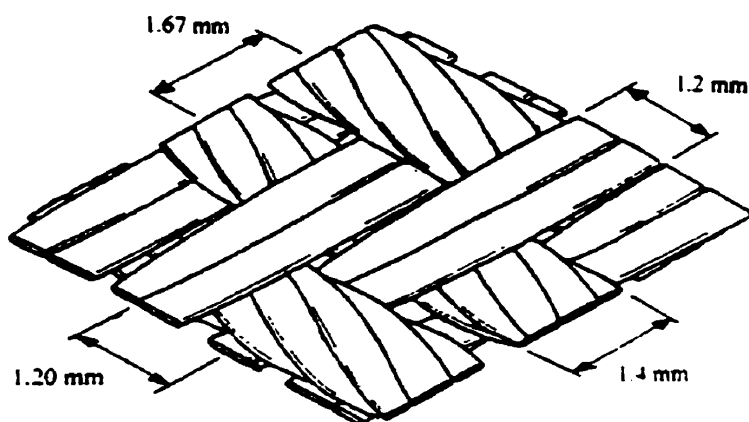
	Textile #1	Textile #2	Textile #3
Parameter $C$	6.23 e-2	7.57 e-2	6.74 e-2
Parameter $P_{300}$	-0.109	-0.114	-0.066



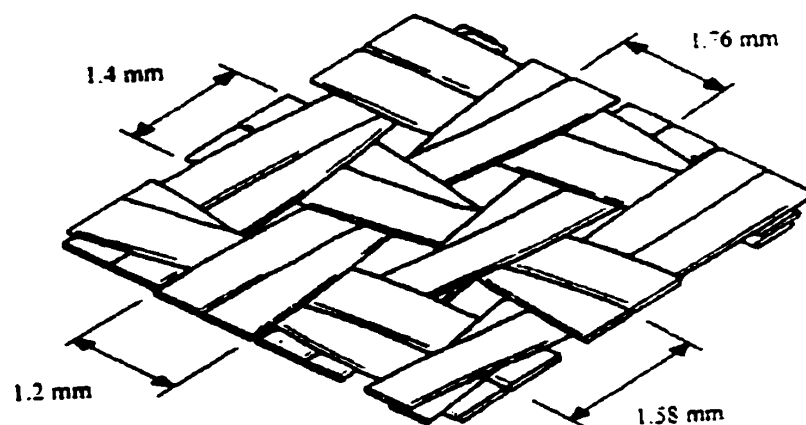
## 4.9 Figures



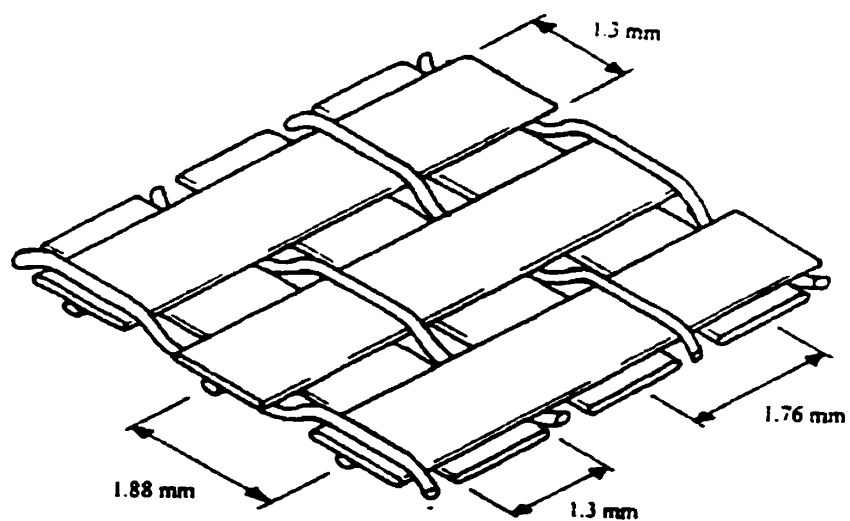
**Figure 4.1** Schematic view of the different levels of organization of the fibers in a stack of textile reinforcements.



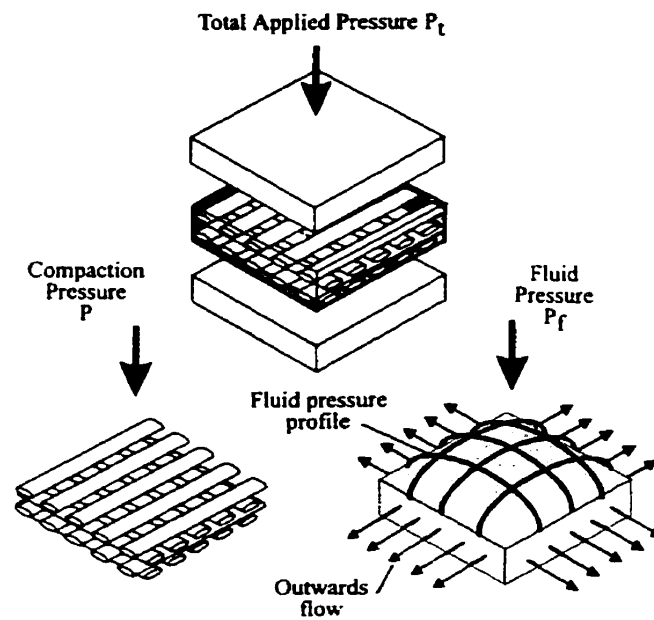
**Figure 4.2** Schematic view of the structure of textile #1 (Bay Mills "Style 196").



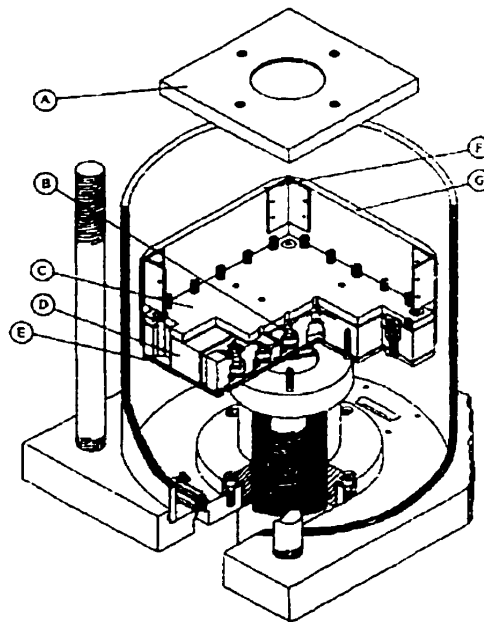
**Figure 4.3** Schematic view of the structure of textile #2 (Bay Mills "Style 154").



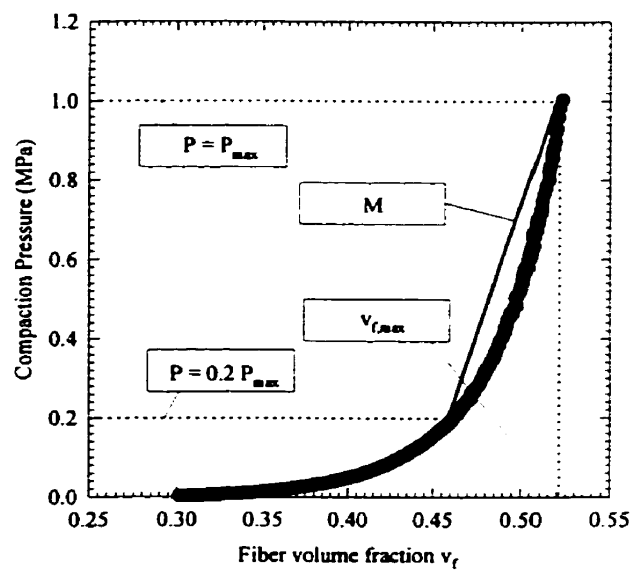
**Figure 4.4** Schematic view of the structure of textile #3 (JB Martin "82001 A").



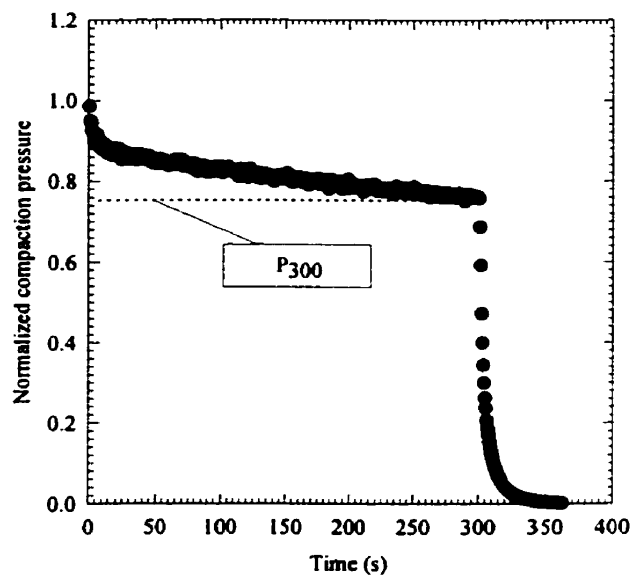
**Figure 4.5** Total applied pressure  $P_t$ , compaction pressure  $P$  and fluid pressure  $P_f$  generated during the compaction of a saturated reinforcement stack.



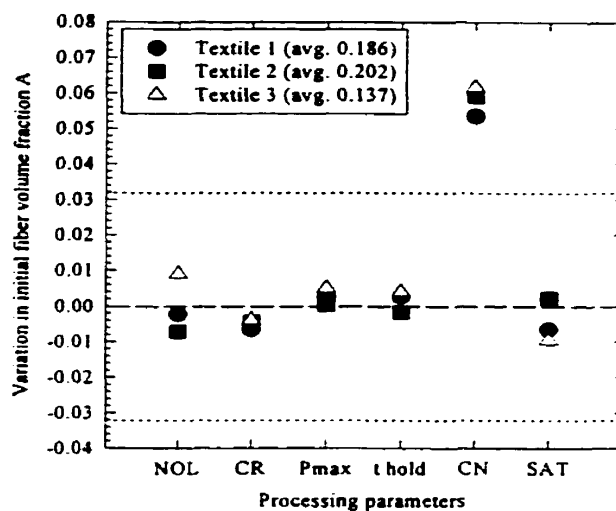
**Figure 4.6** Experimental apparatus.



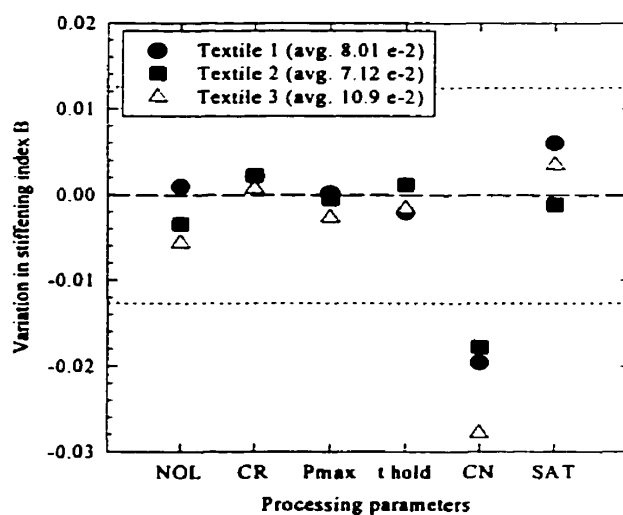
**Figure 4.7** Definition of the representative rigidity  $M$  and maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$



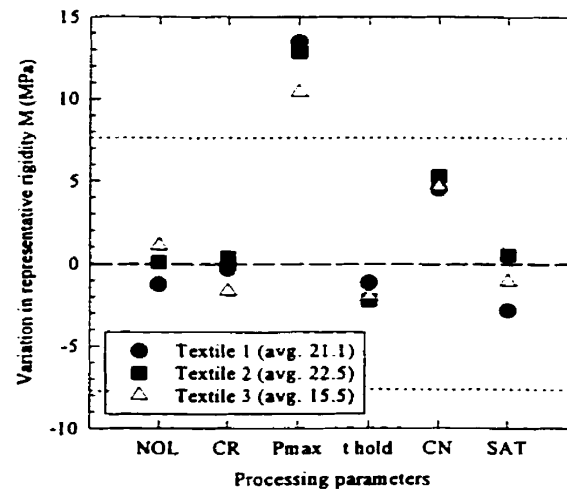
**Figure 4.8** Definition of the pressure ratio at ( $t=300$  s)  $P_{300}$



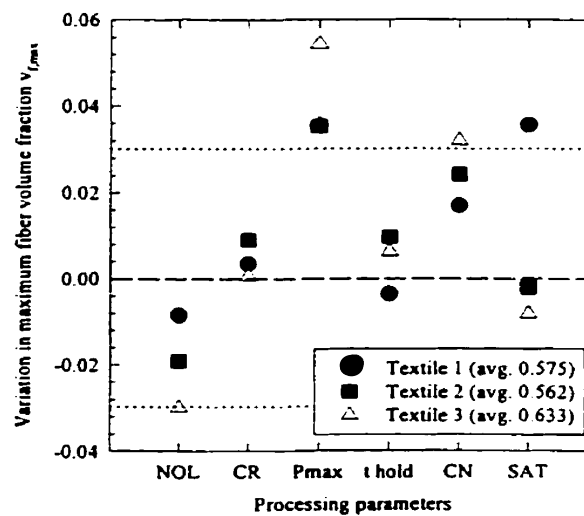
**Figure 4.9** Variation of the initial fiber volume fraction  $A$  with the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum applied pressure  $P_{max}$ , holding time  $t_{hold}$ , cycle number  $CN$  and saturation  $SAT$ .



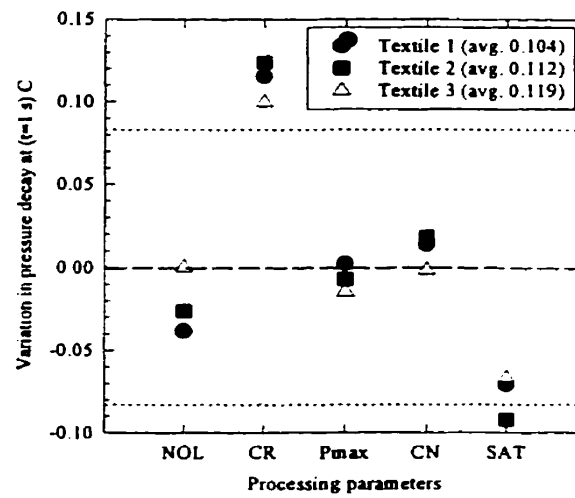
**Figure 4.10** Variation of the stiffening index  $B$  with the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum applied pressure  $P_{max}$ , holding time  $t_{hold}$ , cycle number  $CN$  and saturation  $SAT$ .



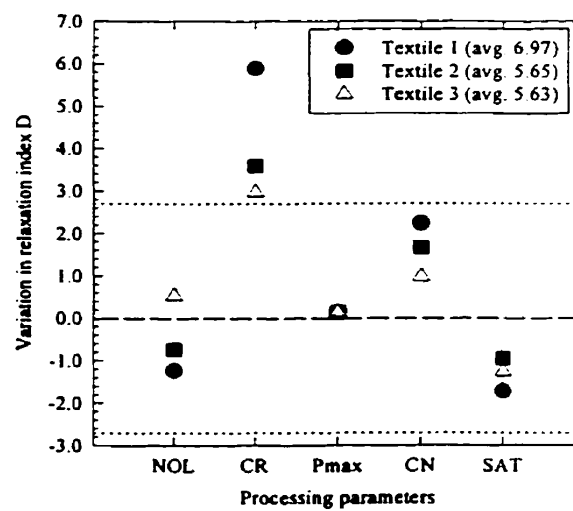
**Figure 4.11** Variation of the representative rigidity  $M$  with the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum applied pressure  $P_{max}$ , holding time  $t_{hold}$ , cycle number  $CN$  and saturation  $SAT$ .



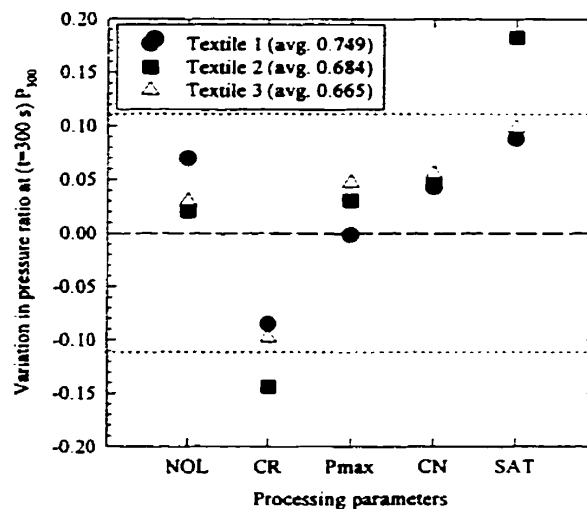
**Figure 4.12** Variation of the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  with the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum applied pressure  $P_{max}$ , holding time  $t_{hold}$ , cycle number  $CN$  and saturation  $SAT$ .



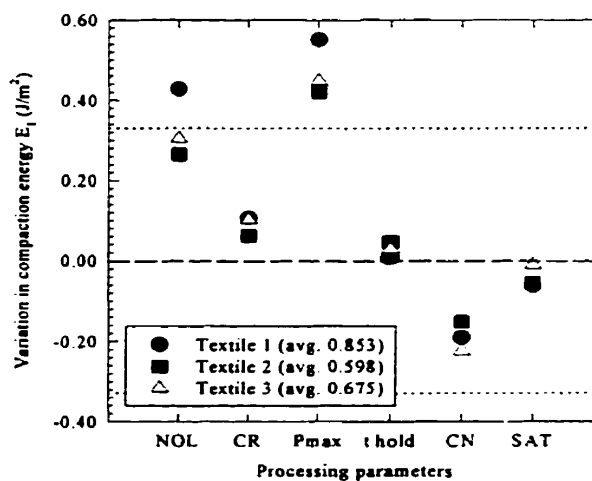
**Figure 4.13** Variation of the pressure decay at ( $t=1$  s)  $C$  with the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum applied pressure  $P_{max}$ , cycle number  $CN$  and saturation  $SAT$ .



**Figure 4.14** Variation of the relaxation index  $D$  with the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum applied pressure  $P_{max}$ , cycle number  $CN$  and saturation  $SAT$ .

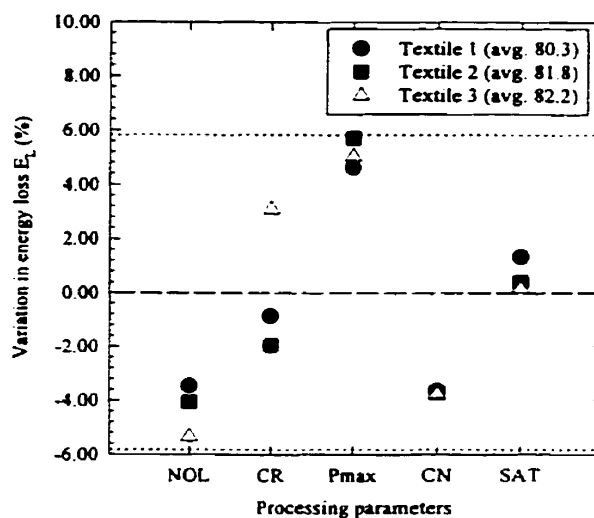


**Figure 4.15** Variation of the pressure ratio at ( $t=300$  s)  $P_{300}$  with the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum applied pressure  $P_{max}$ , cycle number  $CN$  and saturation  $SAT$ .

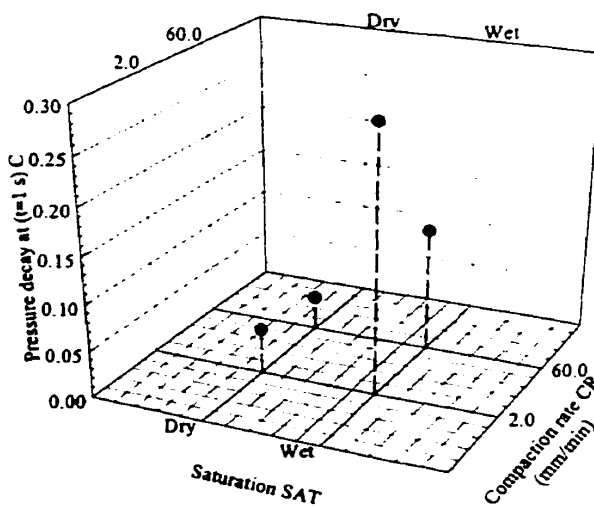


**Figure 4.16** Variation of the compaction energy  $E_l$  with the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum applied pressure  $P_{max}$ , holding time  $t_{hold}$ , cycle number  $CN$  and saturation  $SAT$ .

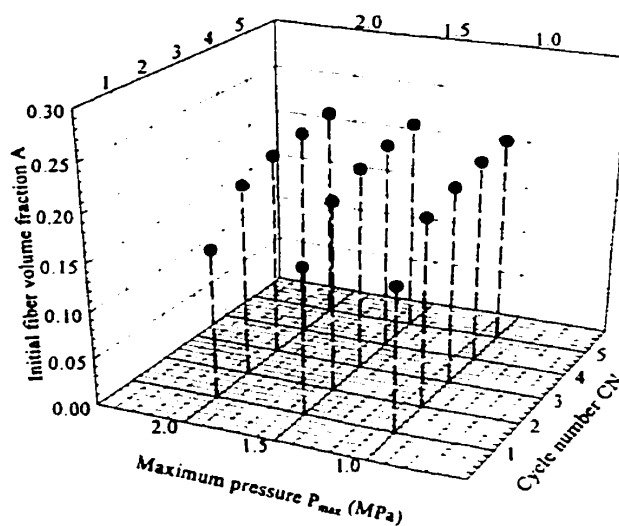




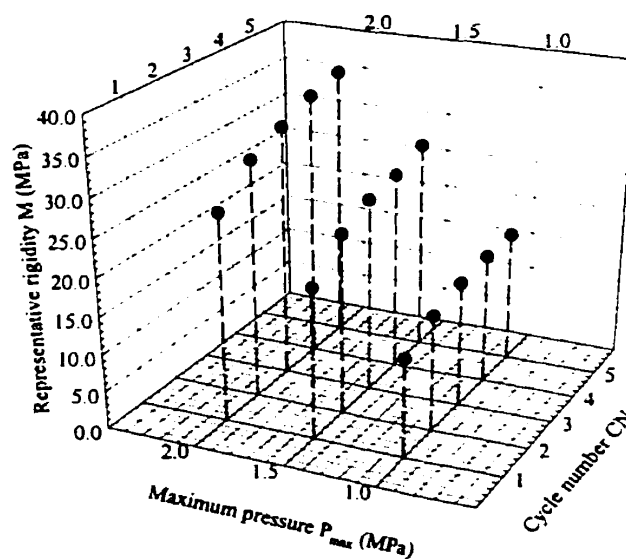
**Figure 4.17** Variation of the energy loss  $E_L$  with the number of layers  $NOL$ , compaction rate  $CR$ , maximum applied pressure  $P_{max}$ , cycle number  $CN$  and saturation  $SAT$ .



**Figure 4.18** Evolution of the pressure decay at  $(t=1\text{ s})$   $C$  with the compaction rate  $CR$  and saturation  $SAT$ .



**Figure 4.19** Evolution of the initial fiber volume fraction  $A$  with the maximum applied pressure  $P_{max}$  and cycle number  $CN$ .



**Figure 4.20** Evolution of the representative rigidity  $M$  with the maximum applied pressure  $P_{max}$  and cycle number  $CN$ .

## **PRÉSENTATION DU CHAPITRE 5**

Dans le chapitre 5, un lien est établi entre les observations effectuées à l'échelle macroscopique, c'est-à-dire les propriétés mécaniques mesurées sur les textiles lors d'essais de compaction, et le comportement du tissu à l'échelle microscopique, donc au niveau des fibres. Dans les deux chapitres précédents, ainsi que dans la revue de la littérature, la réorganisation du réseau de fibres est mentionnée à maintes reprises en raison de ses effets sur les propriétés mécaniques mesurées. Dans ce chapitre, une première description de la géométrie de la réorganisation est proposée; d'autre part, des observations microscopiques sont effectuées parallèlement aux essais, et l'étalement des fibres à l'intérieur du textile est démontré. L'influence du comportement aux contacts fibre-fibre est mis en lumière par une série d'essais effectués sur des renforts saturés dans divers fluides.

## **CHAPITRE 5**

### **COMPACTION OF TEXTILE REINFORCEMENTS FOR COMPOSITES MANUFACTURING: III - REORGANIZATION OF THE FIBER NETWORK**

**François Robitaille**, École Polytechnique de Montréal, Canada

**Raymond Gauvin**, École Polytechnique de Montréal, Canada

#### **5.1 Abstract**

The objectives of this series of papers are to describe the mechanical behavior of textile reinforcements under normal load and to quantify the effects of diverse processing parameters on that behavior. In the first and second papers of this series, experimental compaction and relaxation results were reported; general trends were identified and the effects of changes in the processing parameters were analyzed. In this paper, the results of sequences of successive compaction cycles applied to stacks of dry textiles and to textiles saturated in distilled H<sub>2</sub>O and silicone oil are presented. The reinforcements investigated are produced by assembling tows or rovings following different patterns; it is shown that the resulting heterogeneity, or regular variation of the local fiber volume fraction, can be associated to some particular elements of the mechanical behavior of the reinforcements. The reorganization of the fiber network and the effect of friction at the fiber contacts are demonstrated. Different stages in the reorganization process are identified; each stage is controlled by different parameters and corresponds to a precise behavior. Successive compaction cycles applied to a preform can reduce the void content of the final part.

#### **5.2 Introduction**

The compaction behavior of continuous fiber reinforcements used for the manufacturing of composite parts can be described following semi-analytical or empirical approaches.

Among the published semi-analytical models, Gutowski's work (Cai et Gutowski, 1992) has received wide acceptance; in this model the segments extending between fiber contacts are assimilated to beams subjected to bending and the distance between successive contacts, constant over the volume of the fiber assembly, is proportional to its height. One expression of Gutowski's model (Gutowski, Kingery et Boucher, 1986) is given as:

$$P = \frac{3\pi E}{\beta^4} \cdot \frac{1 - \left(\frac{v_o}{v_f}\right)}{\left(\frac{v_{f,max}}{v_f} - 1\right)^4} \quad (5.1)$$

where  $P$  is the initial compaction pressure and  $v_o$ ,  $v_{f,max}$  and  $v_f$  are the initial, maximum and current fiber volume fractions; other terms are defined in the nomenclature. In this model the stiffness of the compacted assembly is dictated by its fiber volume fraction, regardless of the structure. Similarly, the exponent applied to the volume of the assembly  $V$  in van Wyk's (van Wyk, 1946) model for the compaction of homogeneous assemblies of randomly oriented fibers, equation 5.2, takes a constant value. Hence this model does not apply to other types of structures and cannot describe the effects of the processing parameters, such as the compaction rate for example, on the compaction behavior.

$$P = \frac{kEm_g^3}{\rho^3} \left[ \frac{1}{V^3} - \frac{1}{V_o^3} \right] \quad (5.2)$$

The limitations of the semi-analytical approach led many authors to utilize empirical expressions to model the compaction behavior of textile reinforcements. The following were used by Kim, McCarthy and Fanucci (Kim, McCarthy et Fanucci, 1991), equations

5.3 and 5.4, Chibani and Gauvin (Chibani, 1990), equation 5.5, Hou (Hou, 1986), equation 5.6, and Lemenn and Gauvin (Lemenn, 1994), equation 5.7:

$$v_f = v_l + c \cdot \log(P/P_l) \quad (5.3)$$

$$\frac{P(t)}{P_o} = \sum_{i=1}^n \frac{P(0)_i}{P_i} e^{-t/\tau_i} \quad (5.4)$$

$$v_f = \frac{10}{10 \cdot A_o P + A_l \ln(P) + (A_2/10 P) + A_3} \quad (5.5)$$

$$P = \frac{k}{\alpha} \cdot \frac{(h_o - h)}{\left[ 1 - \left( \frac{h_o - h}{h_o - mR_f} \right) \right]^{\alpha}} \quad (5.6)$$

$$\frac{P(t)}{P_o} = \frac{P_l}{P_o} e^{-t/\tau_l} + \frac{P_i}{P_o} e^{-t/\tau_i} + \frac{P_j}{P_o} e^{-t/\tau_j} \quad (5.7)$$

where  $h$  is the height of the fiber assembly and  $t$  is the time; equations 5.4 and 5.7 are used to model the relaxation of compacted assemblies. The presence of adjustable parameters in these equations provides the flexibility required to model different types of textile structures and to account for the effects of changes in the processing parameters. Most models can provide satisfactory approximations of the experimental results; however, it is often difficult to relate the evolution of the adjustable coefficients observed as the processing parameters are changed to physical quantities that can actually be measured or observed.

In the previous papers of this series (Robitaille et Gauvin, 1998a; Robitaille et Gauvin, 1998b), the two following empirical models were adjusted to compaction and relaxation curves:

$$v_f = A \cdot P^B \quad (5.8)$$

$$\frac{P}{P_o} = 1 - C \cdot t^{(1/D)} \quad (5.9)$$

where  $A$  is the fiber volume fraction at  $P = 1$  Pa,  $B$  is the stiffening index of the compaction curve,  $P_o$  is the level of pressure applied initially, prior to relaxation.  $C$  is the pressure decay at  $t = 1$  s, and  $D$  is the relaxation index. Other parameters derived from these equations were also used to characterize the compaction and relaxation behavior. Among these, the representative rigidity  $M$  was defined as the slope of a straight line defined from equation 5.8, extending between 20 %  $P_{max}$  and 100 %  $P_{max}$  where  $P_{max}$  is the maximum level of compaction pressure applied on a sample. Equations 5.8 and 5.9 both contain two adjustable parameters. While more accurate fits can be obtained using some of the empirical models cited above, these equations were chosen because their simplicity allows a clear understanding of the relation between the evolution of parameters  $A$ ,  $B$ ,  $C$  and  $D$  and the structure of the reinforcements, the processing parameters, and the compaction and relaxation behavior.

General trends could be identified from the previous work (Robitaille et Gauvin, 1998a; Robitaille et Gauvin, 1998b). It was observed that both the representative rigidity  $M$  and the initial fiber volume fraction  $A$  rise while the stiffening index  $B$  is reduced as the number of compaction cycles  $CN$  applied to a stack of textile layers is raised. The number of layers  $NOL$  making the stack has similar effects on parameters  $M$ ,  $A$  and  $B$ . Also, a rise of the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  was observed as  $CN$  was raised while the

parameter *NOL* has the opposite effect on  $v_{f,max}$ . It was further observed that the processing parameters that have the most important effect on the compaction and relaxation behavior are not the same. The cycle number *CN* has the strongest effect for compaction while the compaction rate *CR* and immersion in a fluid *SAT* are the prominent processing parameters for relaxation. Finally, it was concluded that the initial fiber volume fraction *A* and stiffening index *B* remain constant during a single compaction test and are not affected by the maximum pressure level  $P_{max}$ ; however, major changes in *A* and *B* occur on successive compaction cycles.

This paper describes the changes observed in the textile structures as they undergo compaction loading under different processing conditions. Relations between these changes and some of the trends presented in the first papers of the series work (Robitaille et Gauvin, 1998a; Robitaille et Gauvin, 1998b) are discussed. The importance of the heterogeneity of the structure, of the reorganization phenomenon, and of the friction at fiber contacts is demonstrated through the presentation and analysis of series of experiments performed on dry glass reinforcements and on reinforcements immersed in distilled H<sub>2</sub>O and silicon oil. Photographs of the textiles in their initial and reorganized states are presented. The effect of the maximum applied pressure  $P_{max}$ , saturation in a fluid and number of applied compaction cycles are commented. The existence of a stable compaction behavior associated to higher levels of reorganization is discussed and the parameters controlling the behavior of the reinforcements at different stages of the reorganization process are identified.

### 5.3 Experimental

#### 5.3.1 Experimental program

Three series of tests were performed on four textile reinforcements (textiles #1, #2, #3, and #4); the reinforcements are described below. In the first series of tests, 51 consecutive



compaction cycles (one original followed by five series of 10 consecutive cycles) were applied to dry stacks of each textile with maximum compaction pressures  $P_{max}$  of 1.0, 2.0 and 3.0 MPa. Curves of the compaction pressure  $P$  as a function of the fiber volume fraction  $v_f$  were recorded. A total of twelve sequences of compaction cycles were performed for the first series of tests.

In the second series, 51 consecutive compaction cycles were applied to stacks of each textile immersed in distilled  $H_2O$  and silicon oil with a maximum compaction pressure  $P_{max}$  of 1.0 MPa. Curves of the compaction pressure  $P$  as a function of the fiber volume fraction  $v_f$  were recorded. Eight supplementary sequences of compaction cycles were performed for the second series of tests.

In the third series of tests, sequences of 1, 5, 10 and 50 consecutive compaction cycles were applied on dry stacks of reinforcements #1, #2 and #3 with maximum levels of applied pressure  $P_{max}$  of 2.0, 5.0 and 10.0 MPa. Rovings were extracted from the compacted samples and submitted to tension tests following a procedure described below. The tension required to break the extracted rovings was measured and compared to the tension required to break the rovings in their pristine state; the results provided a qualitative evaluation of the damage induced in the reinforcements as they are compacted. Nine sequences of compaction cycles were performed for the third series of tests.

In the three series of tests, the cycles consisted in the application of compaction pressure at a constant rate of 0.5 mm/min up to a maximum level equal to  $P_{max}$ , and in the subsequent release of the pressure at the same rate. No relaxation period was included in the cycles, between the application and release of the load. All stacks were made of six layers of 125 mm x 125 mm samples of reinforcement.

### 5.3.2 Textile reinforcements

Four bidirectional glass textiles were selected for the present study: a standard plain weave fabric from Owens Corning (textile #1), Brunswick Technologies "C24" no-crimp warp-knitted fabric (textile #2), JB Martin "81053 A" no-crimp woven fabric (textile #3) and Bay Mills "Style 197" mock leno woven fabric (textile #4). The average measured surface densities of the reinforcements are respectively equal to  $798.6 \text{ g/m}^2$ ,  $790.3 \text{ g/m}^2$ ,  $595.2 \text{ g/m}^2$  and  $651.4 \text{ g/m}^2$ ; other characteristics are listed in table 5.1. The structures of the textiles are shown in figures 5.1, 5.2, 5.3 and 5.4. The warp and weft of textile #1 are made of double non-twisted rovings, the warp and weft of textiles #2 and #3 are made of non-twisted single rovings, and the warp and weft of textile #4 are made of two twisted yarns. The rovings making textiles #2 and #3 do not interlace and are held together by a thermoplastic stitch; the fraction by mass of the stitches are specified in table 5.1. In figure 5.2 the stitch is represented by the smaller lines and the warp-knitting pattern is further illustrated by the dotted line. On figure 5.3, the stitch is represented by the small black lines. The amount of sizing present in the four reinforcements was evaluated through the measurement of the loss on ignition (*LOI*), using the experimental procedure described in the second paper of this series (Robitaille et Gauvin, 1998a); results are reported in table 5.1.

## 5.4 Apparatus

The compaction cycles of the first and second series of tests were performed using the experimental apparatus described in the second paper (Robitaille et Gauvin, 1998b). The main components of the apparatus are the instrumented platens, the MTS 810, 100 kN-capacity hydraulic testing machine and the LabVIEW data acquisition system. Figure 5.5 shows that a signal is sent from the TestStar controller to the LabVIEW SCXI 1100 analog amplifier in order to synchronize the data collected on the MTS computer to the signals recorded by the pressure transducers mounted in the lower platen of the apparatus. The silicon oil used in the second series of tests is Dow Corning's polydimethylsiloxane reference fluid "200 fluid" with a viscosity equal to 100 cSt. The fiber volume fraction  $v_f$

was determined from the distance between the two platens, using the following expression:

$$v_f = \frac{V_g}{V_t} = \frac{\left( \frac{m_g}{2.56 \cdot 10^3} \right)}{(1.5625 \cdot 10^{-2} h)} \quad (5.10)$$

where  $V_g$ ,  $V_t$  and  $m_g$  are the volume of glass, total volume of the assembly and mass of glass. The elastic deformation of the apparatus under load was added to the distance between the platens, giving the height of the stack  $h$ . The use of equation 5.10 involves that the lateral dimensions of the glass samples (125 mm x 125 mm) do not change during the compaction. This behavior was observed during the tests, as the area of textile reinforcements does not increase during the processing. This point is discussed further in the paper.

The compaction cycles of the third series of tests were not performed using the apparatus presented on figure 5.5. Instead, the load was applied using two 25.4 mm wide, rounded-edge steel plates (figure 5.6). After each sequence of cycles, five rovings were extracted from the central layers of the compacted stacks, mounted between steel tabs and submitted to traction tests in a JJ Lloyd Instruments M30K mechanical testing machine equipped with a 5 kN load cell. The adhesive used was formulated as 55 wt% Hankel's Versamid 125 polyamid combined with Dow Corning's DER331 epoxy. The traction tests were performed at a constant displacement rate of 0.5 mm/min. The effective gage length of the samples used in the tension tests was 85 mm.

## 5.5 Results

### 5.5.1 First series of tests: compaction cycles applied to dry reinforcements

The first series of compaction experiments was performed on dry stacks of textiles #1, #2, #3 and #4. Typical ( $v_f$ ,  $P$ ) curves obtained with textiles #1 and #4 for cycles 1, 11, 21, 31, 41 and 51 appear on figures 5.7 and 5.8; the full lines represent the compaction half of the cycles and the dotted lines correspond to the retrieval of the load. The figures show that the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  rises with the cycle number; compaction hysteresis are seen. The curves in figure 5.7 show that  $v_{f,max}$  continues to rise during the retrieval of the load. This can be explained considering that most stress relaxation occurs in the first seconds after the maximum pressure  $P_{max}$  has been reached. The stress relaxation in the reinforcement results in a diminution of the total force applied between the platens. Hence a slight reduction of the distance between the platens is observed at the beginning of the load retrieval, resulting in a rise of  $v_f$  (equation 5.10). Textiles featuring low levels of relaxation do not exhibit this behavior; as shown in figure 5.8 no rise in  $v_f$  was observed after reaching  $P_{max}$  for textile #4. In all papers of this series, the reported values of  $v_{f,max}$  correspond to the fiber volume fraction observed at  $P_{max}$ .

Reorganization of the fiber networks can easily be observed on textiles subjected to 51 compaction cycles. Photographs of textiles #1, #2 and #3 taken before and after the application of the cycles are presented on figures 5.9 and 5.10 (textile #1), 5.11 and 5.12 (textile #2), and 5.13 and 5.14 (textile #3); the same magnification is used for both photographs of each reinforcement. The photographs clearly show that the glass rovings are wider and that their surfaces are more even after the cyclic loading. The voids initially present between the rovings are progressively filled as the fibers spread out. The even surfaces suggest that fiber displacement is not limited to the edges of the rovings but rather occurs everywhere in the rovings.

Photographs of textile #4 are not presented as the complex structure of this material makes the observation of the reorganization more difficult.

The evolution of the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  measured on stacks of dry textiles compacted to maximum pressures  $P_{max}$  of 1.0, 2.0 and 3.0 MPa is presented on figures 5.15 to 5.18. The curves show that  $v_{f,max}$  rises rapidly on the first compaction cycles, while after 10 cycles the fiber volume fraction continues to rise at a slower rate. The measured values of  $v_{f,max}$  do not stabilize; this seems to happen after a greater number of cycles than the 51 limit chosen here. This behavior may be explained by considering figures 5.19 and 5.20. The micrographs presented show the sections of two composite plates reinforced with 6 plies of textile #3; both plates have a thickness of 2.5 mm and contain 56.0 % of reinforcement by volume. The reinforcement used to produce the first plate shown (figure 5.19) was used as received while the reinforcement used in the second plate (figure 5.20) was submitted to 51 compaction cycles prior to the resin impregnation ( $P_{max} = 1.0$  MPa). Again, fiber spreading appears clearly; in the first plate (figure 5.19) the side ends of the roving sections are rounded and large resin-rich areas are seen between the rovings. However in the second plate (figure 5.20) the roving sections present a tapered shape and the volume of the resin-rich zones is reduced.

The energy loss  $E_L$  measured during the compaction cycles is presented as a function of the cycle number  $CN$  on figure 5.21, for tests performed on dry stacks with a maximum compaction pressure  $P_{max}$  of 1.0 MPa. The energy loss was calculated using equation 5.11:

$$E_L = \frac{\int_{h_o}^{h_{min}} P dh + \int_{h_{min}}^{h_r} P dh}{\int_{h_o}^{h_{min}} P dh} \quad (5.11)$$

where  $h_o$  is the initial thickness of the stack,  $h_{min}$  is the minimal thickness reached during the compaction cycle and  $h_r$  is the thickness measured at the end of the cycle. The figure shows that the energy loss is initially high and that it decreases and stabilises after 10

cycles for all the textiles. Compaction hysteresis remain after most of the reorganization has occurred, with values of the energy loss stabilizing at around 50 % for all textiles. If on the initial cycles the hysteresis and the energy loss can be associated to the widening of the rovings, this association cannot be done afterwards. The energy applied to the textile reinforcements as they are compacted is not entirely returned as the pressure is retrieved. This confirms the hypothesis of Carnaby and Pan (Carnaby et Pan, 1989; Pan et Carnaby, 1988) who supposed that the behavior at slipping fiber contacts differs during the compaction and the retrieval of the load.

### **5.5.2 Second series of tests: compaction cycles applied to saturated reinforcements**

Further evidence of this difference in behavior is provided by the results of the second series of compaction cycles. These cycles were applied to stacks of textiles #1, #2, #3 and #4 saturated in distilled H<sub>2</sub>O and silicone oil. The results are presented in figures 5.22 to 5.25 along with the curves obtained for dry textiles compacted at the same maximum pressure of 1.0 MPa. The figures show that for the four textiles, the initial values of the energy loss  $E_L$  are close and therefore independant of the media in which the textiles are immersed. For all textiles, the fitted curves obtained for dry and H<sub>2</sub>O-saturated materials show that the energy loss  $E_L$  decreases rapidly on successive cycles, confirming the conclusions presented in the second paper of this series (Robitaille et Gauvin, 1998b); however, for oil-saturated reinforcements the values of  $E_L$  remain essentially constant.

The effects of the nature of the fluid are identical for all tested reinforcements. The higher values of  $E_L$  recorded for the reinforcements saturated in distilled H<sub>2</sub>O and silicon oil can be explained by the superior lubrication of the fiber contacts, a higher proportion of the contacts being unstable in these cases; a higher number of sliding contacts results in higher values of the energy loss. The curves shown in figures 5.22 to 5.25 indicate that during the 10 first cycles the behavior of the tested heterogeneous reinforcements is essentially controlled by the fiber reorganization, corresponding to the spreading of the

rovings and migration of the fibers into originally empty spaces. After 10 cycles, most of the reorganization has occurred and the mechanical behavior of the reinforcements is dictated by the frictional behavior at fiber contacts.

### **5.5.3 Third series of tests: evaluation of the damage resulting from compaction**

In the third series of experiments, sequences of 1, 5, 10 and 50 compaction cycles were applied to dry stacks of textiles #1, #2, and #3 with maximum levels of pressure  $P_{max}$  of 2.0, 5.0 and 10.0 MPa. The load was applied at the center of the stacks using two 25.4 mm wide steel plates such as shown in figure 5.6. After the application of the compaction cycles, some rovings were extracted from the reinforcements, mounted between steel tabs and submitted to traction tests; the gage length of the samples was 85 mm. More sophisticated experimental techniques such as the fragmentation were proposed to study the resistance of single fibers (Gulino et Phoenix, 1991; Netravali, Henstenburg, Phoenix et Schwartz, 1989; Wagner, Yavin, Gallis, Scherf et Eitan, 1989; Waterbury et Drzal, 1991; Curtin, 1991) and bundles of parallel fibers (Daniels, 1945) to traction. However, the third series of tests reported in this paper does provide a primary evaluation of the damage sustained by the fibers during compaction; the detailed study of the damage induced in textile preforms during the manufacturing operations is beyond the scope of this paper.

The ratios of the strengths of rovings extracted from compacted textiles to their initial strengths are illustrated in figures 5.26 to 5.28 for textiles #1, #2 and #3; the results obtained with textile #4 are not presented because of high scatter levels. The figures show that compaction pressures  $P_{max}$  of 2.0 MPa or less do not induce major damage in the rovings during the first 10 compaction cycles. After 10 cycles, textiles #1 and #3 seem are affected while textile #2 is not. It is also seen that the tensile strength of the rovings decreases for compaction pressures  $P_{max}$  higher than 2.0 MPa, irrespective of the number of cycles applied to the textile considered.

In heterogeneous fiber assemblies such as textiles #1, #2, #3 and #4, the forces at fiber contacts may not likely to be constant or oriented parallel to the direction of the compaction, as supposed in some theoretical works (Carnaby et Pan, 1989; Pan et Carnaby, 1988). The presence of a structure in the textiles, resulting from the weaving or warp-knitting operations, makes it difficult to calculate the forces at the contacts. However it was possible to observe that forces of significant amplitude are generated at the contacts. Figures 5.29, 5.30 and 5.31 show some polyethelene terephtalate (PET) fibers constituting the stitch of textile #3. Figure 5.29 shows the twisted hexagonal fibers in their pristine state. In figures 5.30 and 5.31, plastic flow of the polymer is seen to result from contact with glass fibers in a stack compacted once at 1.0 MPa. These marks are typical and were observed on thermoplastic fibers extracted from different points of the tested sample. Such marks were not observed on the fragile glass fibers; however the forces required to produce them may be sufficient to break the glass fibers.

From these considerations it may be concluded that limited fiber breakage does occur during the repeated compaction of textile reinforcements. This may influence the evolution of the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  on repeated cycles; however, the experimental evidence presented above shows that the rise in the fiber volume fraction results mostly from the spreading of the fibers in the voids adjacent to the rovings. The complete characterization of the damage resulting from the compaction and of its effect on the evolution of  $v_{f,max}$  requires supplementary work.

## 5.6 Discussion

The experiments described above show that textiles reorganize when they are compacted. Lateral spreading of the rovings, which is made possible by the heterogeneity of the structure, is the major reorganization mechanism and results in significant rise of  $v_{f,max}$  on the first compaction cycles. The fiber volume fraction continues to rise afterwards; however, a shift in the controlling physical phenomenon is observed and although limited



fiber breakage occurs, the compaction behavior becomes essentially dependent on the frictional characteristics of the fiber contacts. The evolution of the values of the energy loss  $E_L$  on successive cycles, which can be separated in a phase of unstable energy loss and a phase of stable energy loss, indicates that reorganized fiber networks still feature a compaction hysteresis. This is in agreement with analytical works (Carnaby et Pan, 1989; Pan et Carnaby, 1988) where it is assumed, on theoretical grounds, that the frictional behavior at fiber contacts differs during the application and the retrieval of the load.

As mentioned previously, the data presented in references (Robitaille et Gauvin, 1998a; Robitaille et Gauvin, 1998b) was fitted to equations 5.8 and 5.9 in order to relate the changes observed in fitting parameters such as  $A$ ,  $B$  or  $M$  to the evolution of the textile structure; some of these changes are listed in the introduction. The calculation of the mechanical behavior of heterogeneous textile structures based on geometrical definitions such as the ones used by Komori and Makishima (Komori et Makishima, 1977), Lee and Lee (Lee et Lee, 1986) or Pan and Carnaby (Pan et Carnaby, 1988) is beyond the scope of this series and will require further work. The same is true for the analytical validation of all the changes observed in parameters such as  $A$ ,  $B$ ,  $M$ , etc. as the processing parameters are modified. However, some relations between the evolution of the fitting parameters and the changes in the textile structures can be demonstrated based on the following analysis.

The section of a model reinforcement layer is shown in figure 5.32; the ribbon-shaped rovings of height  $h$  and width  $r_w$  are separated by the distance  $r_s$ . The fiber volume fraction of the textile layer  $v_{f,l}$  is calculated as:

$$v_{f,l} = v_{f,r} \cdot \frac{r_w}{(r_w + r_s)} \quad (5.12)$$

where  $v_f$  is the fiber volume fraction of the rovings. The rovings are homogeneous assemblies; their mechanical behavior is assumed to be elastic and described by Gutowski's model, equation 5.1. For discussion purposes, it can be assumed that the spreading behavior of the tows is described by the following expression:

$$\frac{dr_w}{dt} = S \cdot P \quad (5.13)$$

where  $S$  is a constant. Using equations 5.1, 5.12 and 5.13,  $(v_f, P)$  curves can be generated where  $v_f$  is indeed equal to  $v_{f,t}$ ; therefore these curves correspond to the compaction curves measured and reported in the first papers of the series (Robitaille et Gauvin, 1998a; Robitaille et Gauvin, 1998b).

Such curves are shown in figure 5.33, where three successive compaction cycles were generated; the values of the diverse parameters used for the calculation appear in table 5.2. The curves clearly show that the lateral spreading of the rovings results in the presence of compaction hysteresis, even if it is assumed that the rovings themselves exhibit an elastic behavior. As mentioned above, the measured values of  $E_L$  show that reorganized networks do feature a compaction hysteresis; other works (Carnaby et Pan, 1989; Pan et Carnaby, 1988) also tend to indicate that the compaction of the rovings is not a purely elastic process. However, the decay of the hysteresis area, seen in figures 5.7 and 5.8, seems to result mostly from the progressive reduction of the lateral spearing on successive cycles. Furthermore, adjusting the data points generated on the compaction part of the three cycles shown in figure 5.33 to equation 5.8 leads to an increase of both paramater  $A$ , the fiber volume fraction at  $P = 1$  Pa, and the maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$ . The values taken by these parameters are respectively equal to  $A = 0.338$  and  $v_{f,max} = 0.730$  on cycle 1,  $A = 0.353$  and  $v_{f,max} = 0.768$  on cycle 2, and  $A = 0.369$  and  $v_{f,max} = 0.802$  on cycle 3, corresponding to the experimental trends established previously. While the importance of lateral spreading is shown, this analysis remains qualitative and

does not confirm all the observed trends; for example, the changes in parameters  $A$ ,  $B$  or  $M$  with the number of layers were not observed for the cycles shown in figure 5.33. Hence more work will be required in order to define the compaction and spreading behavior of the textile assemblies.

The properties of textiles #1, #2, #3 and #4 presented in table 5.1 do not include the thickness. This property was not measured, as most often the results present important levels of scatter, and are therefore of limited use. Furthermore, the main contribution of this paper is to emphasize the importance of the reorganization, describe its kinetics and identify the phenomena involved. One major conclusion is that the compaction behavior is highly dependent on the lateral spreading of the rovings; therefore the concept of single, constant values of the thickness loses its relevance as the evolution of this quantity is central to the observed behavior. For the same reason, it is safely assumed and confirmed by experimental evidence that the textile layers do not get wider as they are compacted. The rovings get wider, but the distance between the centers of successive rovings remains constant.

The results presented involve the notion that in most situations of industrial production, the reinforcements are used in their unstable state, characterized by potentially important reorganization of the fiber network. In practice, a limited number of compaction cycles could be applied to the preforms to increase the fiber volume fraction of the composite parts and, more important, to reduce the dimensions of the resin rich areas.

Topics requiring further investigation include the frictional behavior at fiber contacts and the influence of the sizing, resin, time of exposure to resin, and level of the applied force. Also, the heterogeneity of the textiles and the definition of the fiber's relative displacements will have to be included in geometrical and mechanical models of the textiles.

## 5.7 Conclusion

In this paper, reorganization of the fiber networks was shown to have a major impact on the compaction behavior of textile reinforcements subjected to successive cycles. It was shown that the glass rovings in reorganized network are wider and presented even surfaces. The size of the voids initially present between the rovings, resulting from the weaving or warp-knitting operation, was shown to decrease after the application of a few loading cycles; therefore the application of a limited number of compaction cycles prior to the injection of the resin could be used to raise the specific stiffness of that part and, more important, to reduce the volume of the resin rich areas. The maximum fiber volume fractions  $v_{f,max}$  reached during each cycle was observed to rise rapidly on the first compaction cycles, and to become more stable after 10 cycles. It can be concluded that most of the network reorganization and fiber displacements in woven reinforcements occur during the first few cycles. It was observed that the values of the energy loss  $E_L$  stabilize after 10 cycles and the evolution of the compaction which behavior with rising cycle numbers was separated in two phases, the first one corresponding to unstable energy losses and the second one to stable energy losses. However, the different stable values of  $E_L$ , which depend on the immersion fluid, indicate that the behavior at the fiber contacts has an important impact on the properties of the reorganized reinforcements. It was also observed that the injection of a fluid in the reinforcement prior to its compaction has important effects on the mechanical properties of the reinforcement, although during the first cycles these may be hidden by the effects related to the spreading of the rovings.

## 5.8 References

CAI, Z. et GUTOWSKI, T. (1992). The 3-D deformation behavior of a lubricated fiber bundle. Journal of Composite Materials, 26, 1207-1237.

CARNABY, G.A. et PAN, N. (1989). Theory of the compression hysteresis of fibrous assemblies. Textile Research Journal, 59, 275-284.

CURTIN, W.A. (1991). Exact theory of fibre fragmentation in a single-filament composite. Journal of Materials Science, 26, 5253.

DANIELS, H.E. (1945). Proc. R. Soc., A183, 405.

DJAJA, R.G., CARNABY, G.A., MOSS, P.J., CARR A.J. et LEE, D.H. (1989). A tangent compliance matrix for an oriented assembly of fibres. WRONZ Communication C111, Wool Research Organization of New Zealand, New Zealand.

GULINO, R. et PHOENIX, S.L. (1991). Weibull strength statistics for graphite fibers measured from the break progression in a model graphite/glass/epoxy microcomposite. Journal of Materials Science, 26, 3107.

KOMORI, T. et ITOH, M. (1991a). A new approach to the theory of the compression of fiber assemblies. Textile Research Journal, 61, 420-428.

KOMORI, T. et ITOH, M. (1991b). Theory of the general deformation of fiber assemblies. Textile Research Journal, 61, 588-594.

KOMORI, T. et MAKISHIMA, K. (1977). Number of fiber-to-fiber contacts in general fiber assemblies. Textile Research Journal, 47, 13-17.

NETRAVALI, A.N., HENSTENBURG R.B., PHOENIX S.L. et SCHWARTZ, P. (1989). Interfacial shear strength studies using the single-filament-composite test. 1: Experiments on graphite fibers in epoxy. Polymer Composites, 10, 226.

PAN, N. et CARNABY, G.A. (1988a). The initial shear modulus of a unit cell of wool fibers. WRONZ Communication C106, Wool Research Organization of New Zealand, New Zealand.

ROBITAILLE, F. et GAUVIN, R. (1998a). Compaction of textile reinforcements for composite manufacturing: I - review of experimental results. Polymer Composites, 19, 198-216.

ROBITAILLE, F. et GAUVIN, R. (1998b). Compaction of textile reinforcements for composite manufacturing: II - compaction and relaxation of dry and H<sub>2</sub>O-saturated woven reinforcements. Polymer Composites, 19, 543-557.

WAGNER, H.D., YAVIN, B., GALLIS, H.E., SCHERF, J. et EITAN, A. (1991). Continuous monitoring of the fragmentation phenomenon in single fiber composite materials. Polymer Composites, 12, 436.

WATERBURY, M.C. et DRZAL, L.T. (1991). On the determination of fiber strengths by in-situ fiber strength testing. Journal of Composites Technology and Research, 13, 22.

## 5.9 Tables

**Table 5.1 Characteristics of textiles #1, #2, #3 and #4.**

Textile #1 - Owens Corning 24 oz plain weave woven roving

<i>Structure:</i>	Surface density (g/m <sup>2</sup> )	Weaving pattern	LOI (%)	
	798.6	Plain weave	0.76 ± 0.01	
<i>Warp:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	2 yarns, non-twisted	2.19 (total)	5.1	4.0
<i>Weft:</i>	Roving (g/m)	Linear density (mm)	Weaving pitch	Approx. roving width (mm)
	2 yarns, non-twisted	2.19 (total)	5.8	4.0

**Table 5.1 ...continued**Textile #2 - Brunswick Technologies "C24" no-crimp woven roving

<i>Structure:</i>	Surface density (g/m <sup>2</sup> )	Weaving pattern	LOI (%)	
	790.3	Non interlacing*	0.67 ± 0.05	
<i>Warp:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	1 yarn, non-twisted	1.60	3.6	3.0
<i>Weft:</i>	Roving (g/m)	Linear density (mm)	Weaving pitch	Approx. roving width (mm)
	1 yarn, non-twisted	Unknown (rovings can not be dismantled)	3.6	3.0

\* Stitch: 2.9 % by mass of the total textile structure.



**Table 5.1 ...continued**Textile #3 - JB Martin "80153 A" no-crimp woven roving

<i>Structure:</i>	Surface density (g/m <sup>2</sup> )	Weaving pattern	LOI (%)	
	595.2	Non interlacing*	0.52 ± 0.01	
<i>Warp:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	1 yarn, non twisted	1.09	3.3	3.0
<i>Weft:</i>	Roving (g/m)	Linear density (mm)	Weaving pitch	Approx. roving width (mm)
	1 yarn, non-twisted	1.09	3.3	3.0

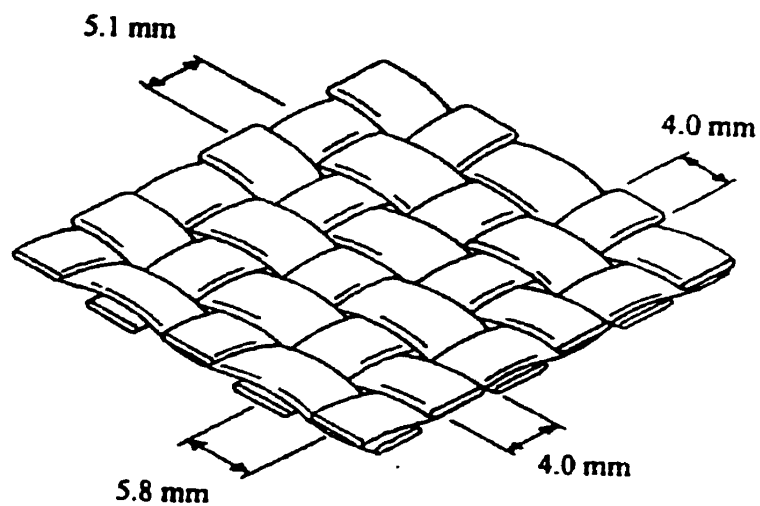
\* Stitch: 3.2 % by mass of the total textile structure.

**Table 5.1 ...continued****Textile #4 - Bay Mills "Style 197" mock leno woven roving**

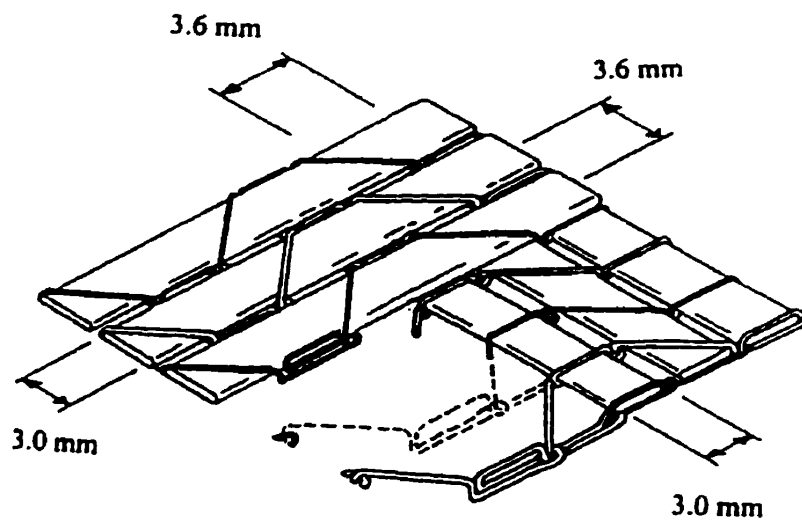
<i>Structure:</i>	Surface density (g/m <sup>2</sup> )	Weaving pattern	LOI (%)	
	651.4	Mock leno	0.14 ± 0.01	
<i>Warp:</i>	Roving type	Linear density (g/m)	Weaving pitch (mm)	Approx. roving width (mm)
	2 yarns, twisted 7.5 mm/turn	0.28	1.0 (overlap)	1.2
<i>Weft:</i>	Roving (g/m)	Linear density (mm)	Weaving pitch	Approx. roving width (mm)
	2 yarns twisted, 7.5 mm/turn	0.28	0.85 (overlap)	1.2

**Table 5.2 Parameters used for the generation of compaction cycles**

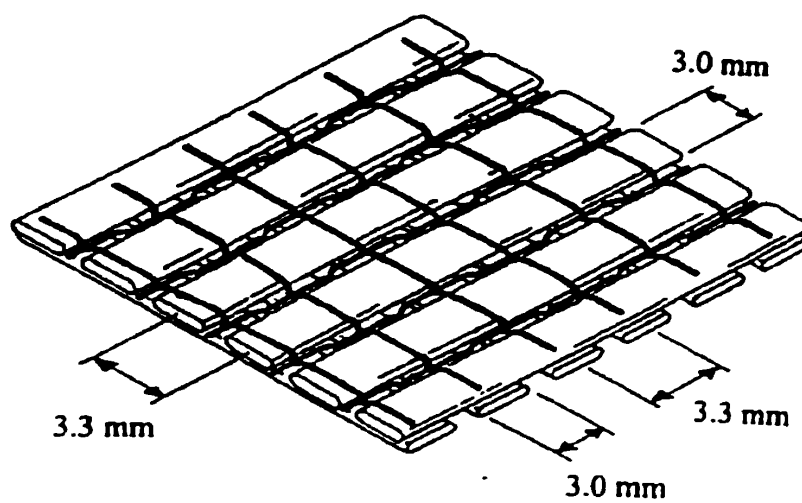
Parameter	Value
$v_o$	0.4
$v_{f,max}$	0.85
$(3 \pi E) / \beta^4$	1
$h_o$	0.001
$r_{w,o}$	0.005
$S$	$5 \times 10^{-9}$
$r_s$ (initial)	$5 \times 10^{-4}$

**5.10 Figures**

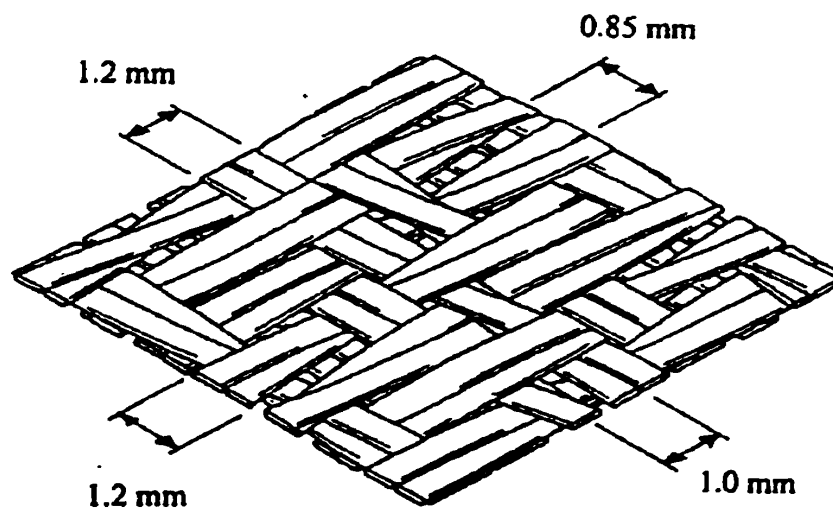
**Figure 5.1** Schematic view of textile #1 (Owens Corning 24 oz Plain Weave).



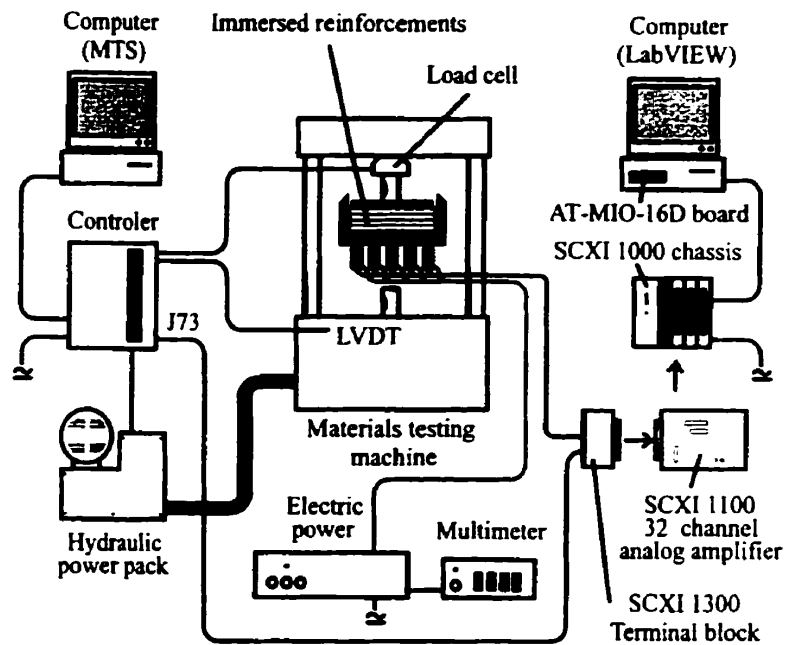
**Figure 5.2** Schematic view of textile #2 (Brunswick Technologies "C24").



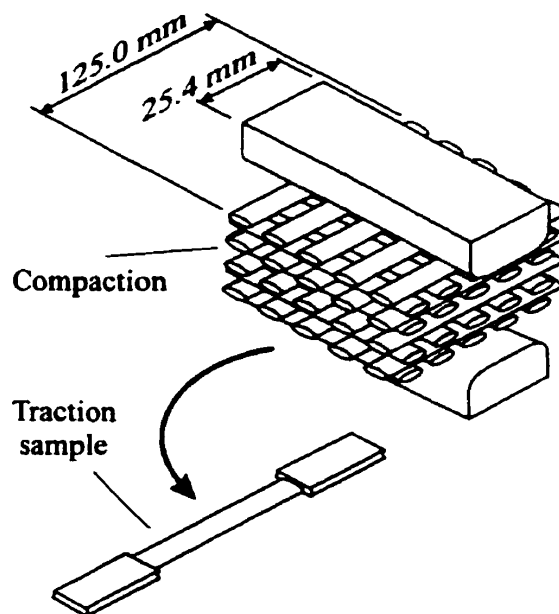
**Figure 5.3** Schematic view of textile #3 (JB Martin "81053 A").



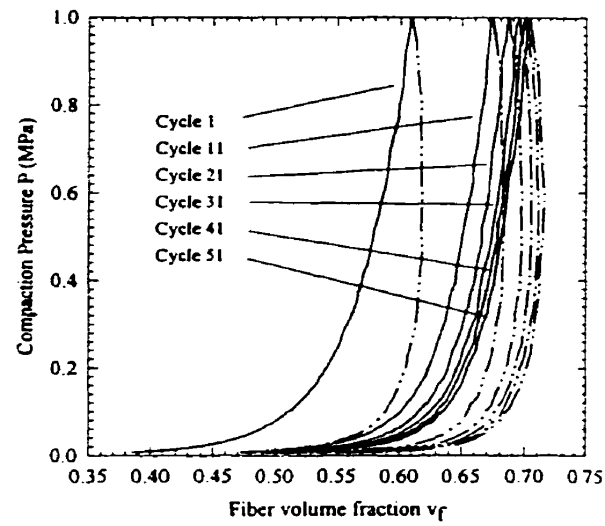
**Figure 5.4** Schematic view of textile #4 (Bay Mills "Style 197").



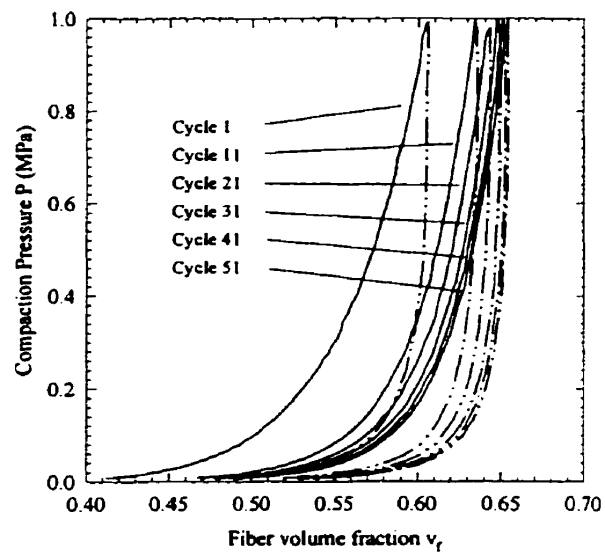
**Figure 5.5** Experimental apparatus for compression tests.



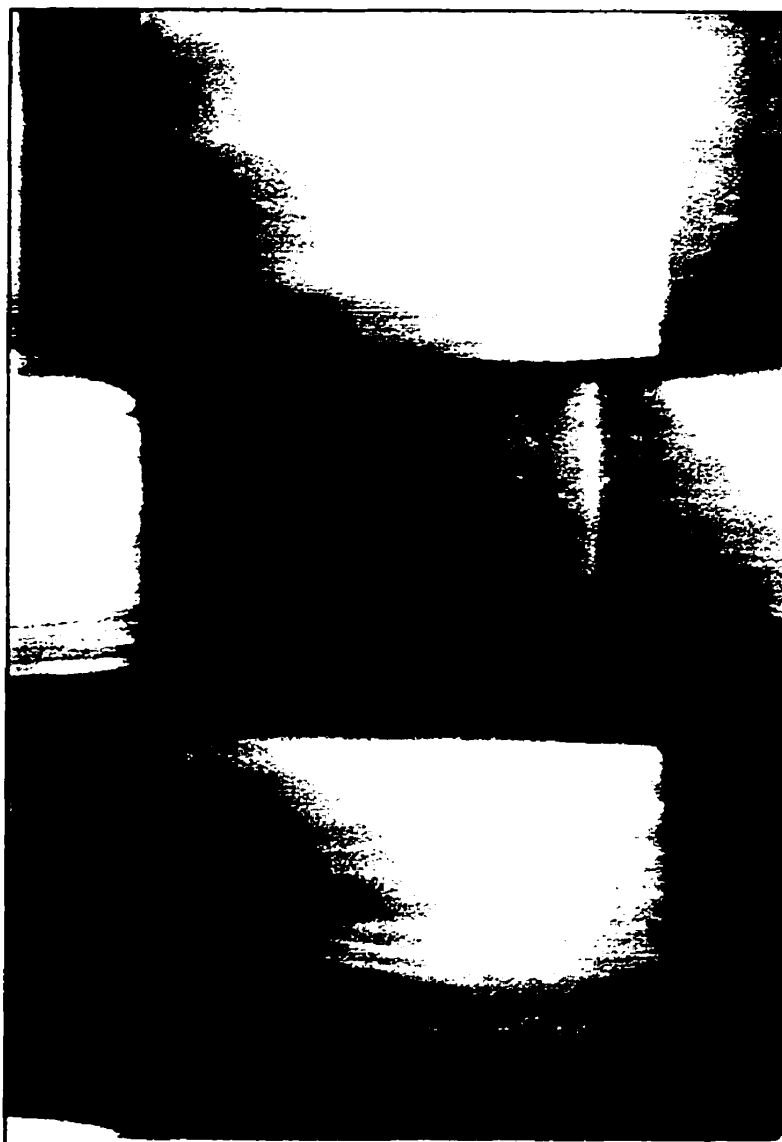
**Figure 5.6** Experimental apparatus, compression for subsequent traction tests on rovings.



**Figure 5.7** Typical  $(v_f, P)$  curves, cycles 1,11, 21, 31,41 and 51, 1.0 MPa maximum applied compaction pressure, textile #1.

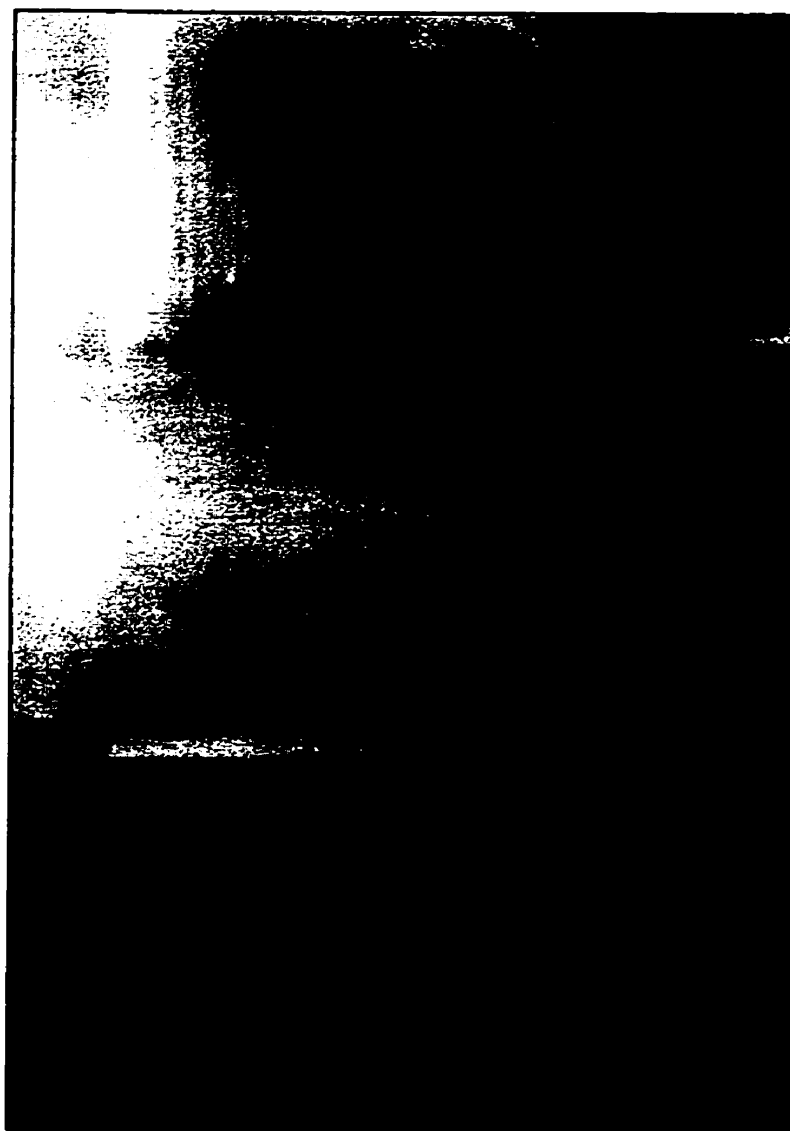


**Figure 5.8** Typical  $(v_f, P)$  curves, cycles 1,11, 21, 31,41 and 51, 1.0 MPa maximum applied compaction pressure, textile #4.

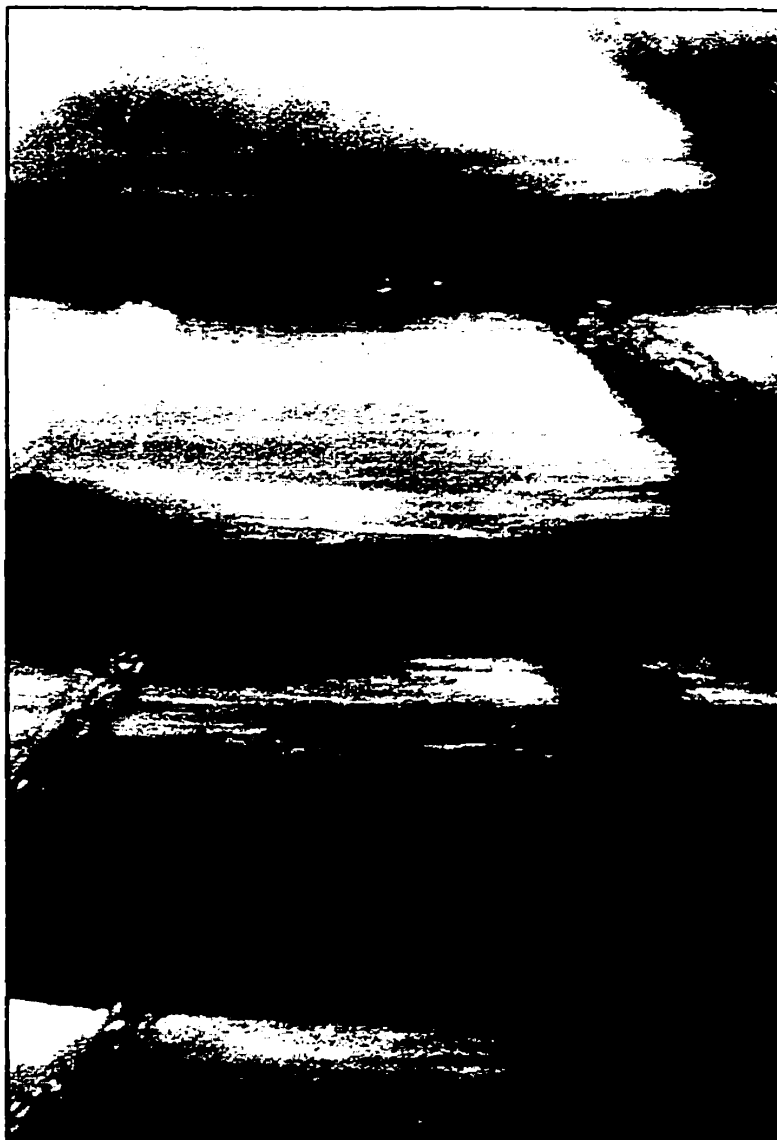


**Figure 5.9**    **Structure of textile #1, initial state, 15x magnification.**





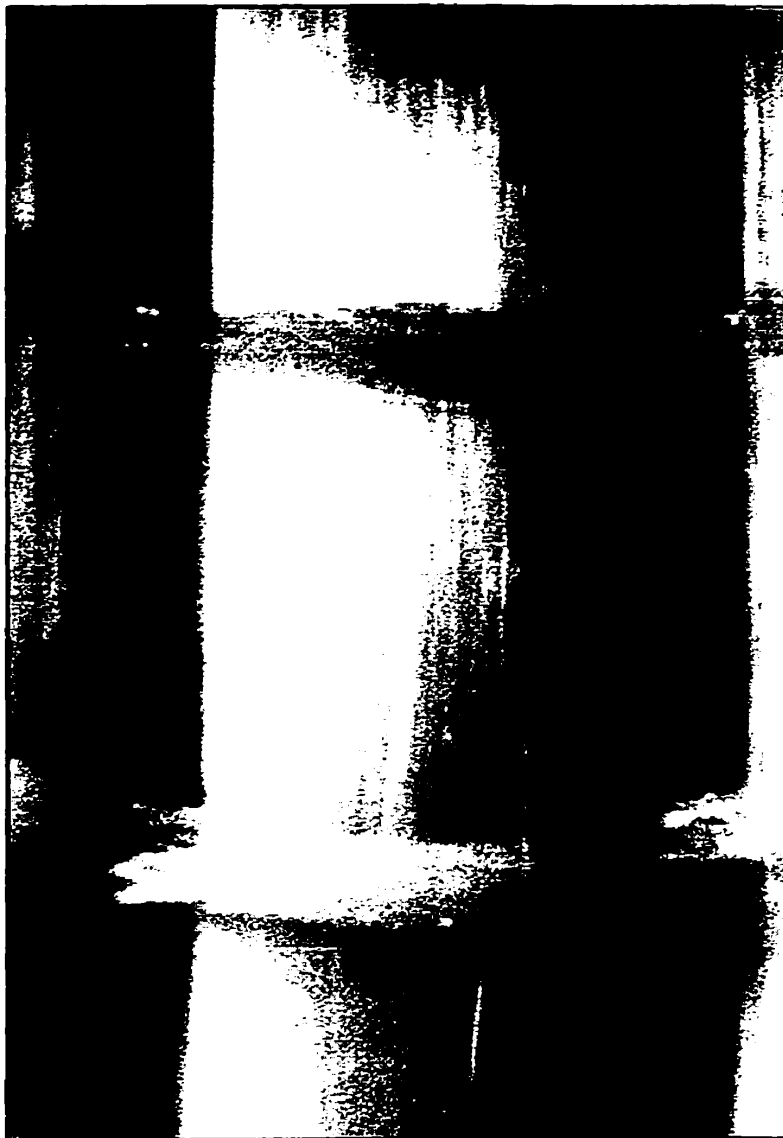
**Figure 5.10** Structure of textile #1 after 51 cycles at 1.0 MPa maximum applied pressure, 15x magnification.



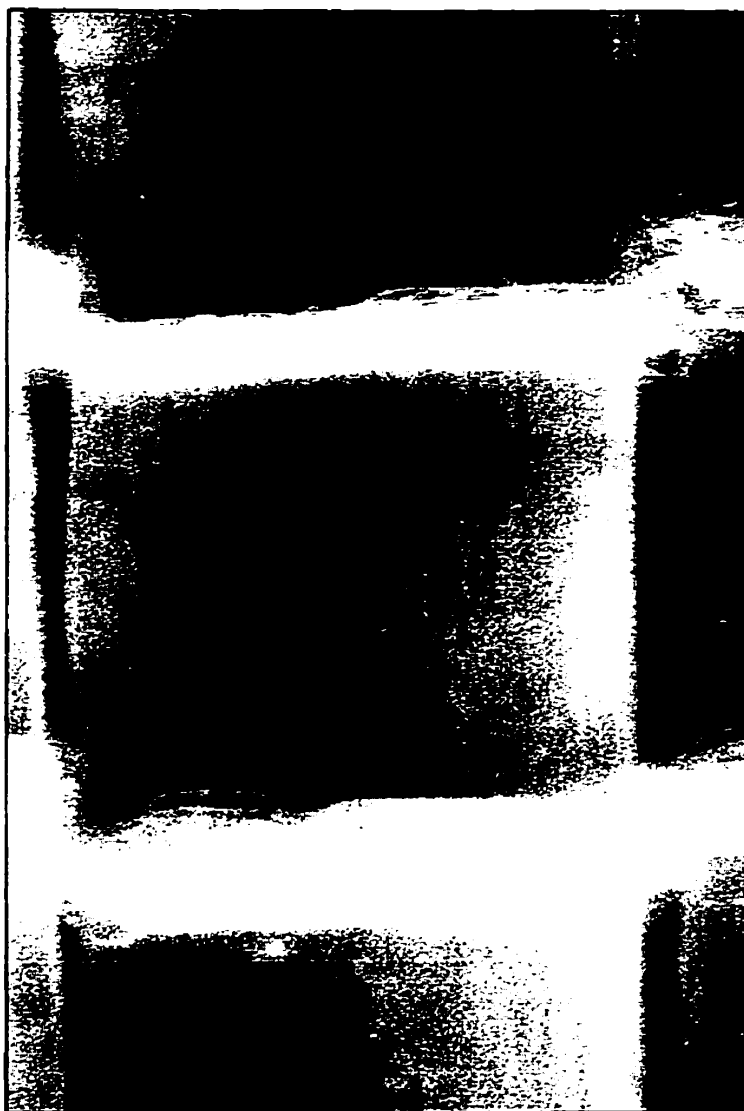
**Figure 5.11** Structure of textile #2, initial state, 15x magnification.



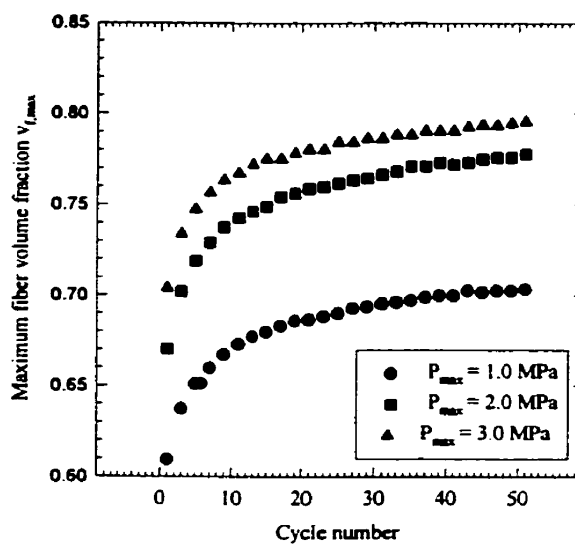
**Figure 5.12** Structure of textile #2 after 51 cycles at 1.0 MPa maximum applied pressure, 15x magnification.



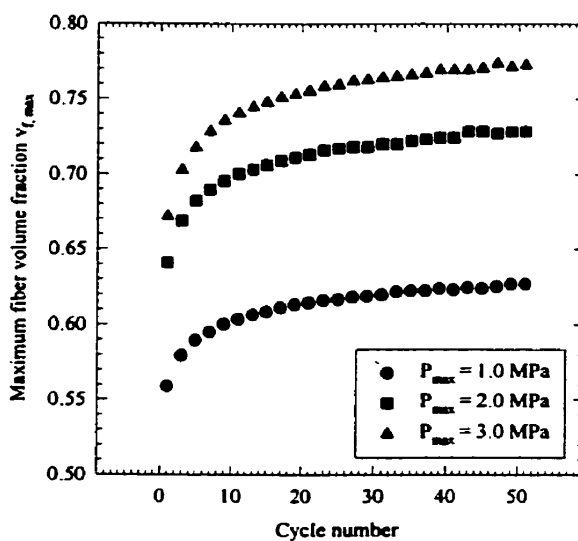
**Figure 5.13** Structure of textile #3, initial state, 22x magnification.



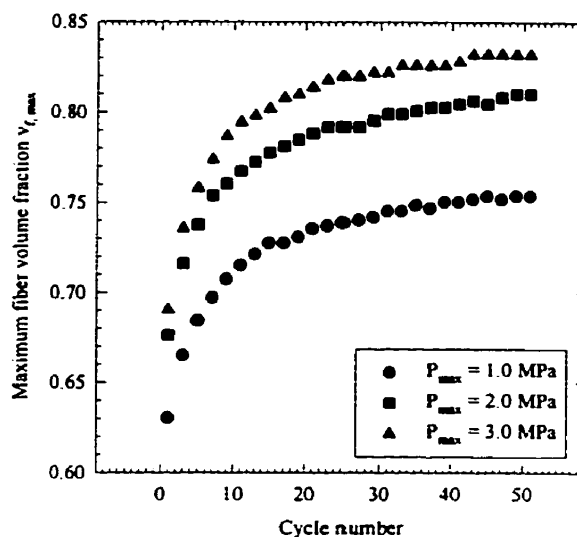
**Figure 5.14** Structure of textile #3 after 51 cycles at 1.0 MPa maximum applied pressure, 22x magnification.



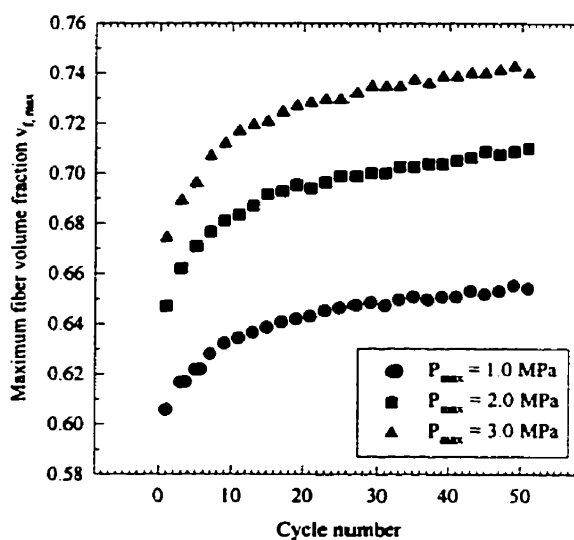
**Figure 5.15** Maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  as a function of the cycle number, 1.0, 2.0 and 3.0 MPa maximum applied pressure, textile #1.



**Figure 5.16** Maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  as a function of the cycle number, 1.0, 2.0 and 3.0 MPa maximum applied pressure, textile #2.



**Figure 5.17** Maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  as a function of the cycle number, 1.0, 2.0 and 3.0 MPa maximum applied pressure, textile #3.



**Figure 5.18** Maximum fiber volume fraction  $v_{f,max}$  as a function of the cycle number, 1.0, 2.0 and 3.0 MPa maximum applied pressure, textile #4.

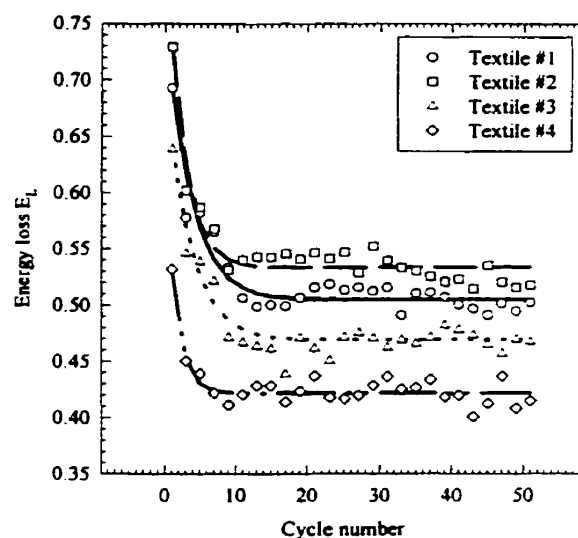


**Figure 5.19** Structure of textile #3, reinforcement used at initial state, 56.0 % fiber volume fraction, 50x magnification.

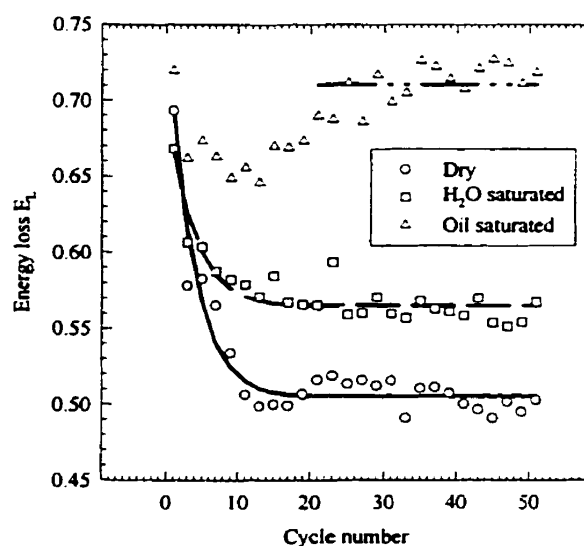




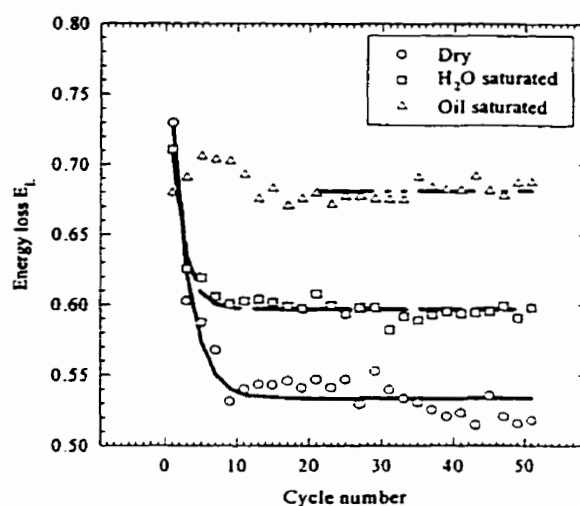
**Figure 5.20** Structure of textile #3, reinforcement used after 51 compaction cycles at 1.0 MPa maximum applied pressure, 56.0 % fiber volume fraction, 50x magnification.



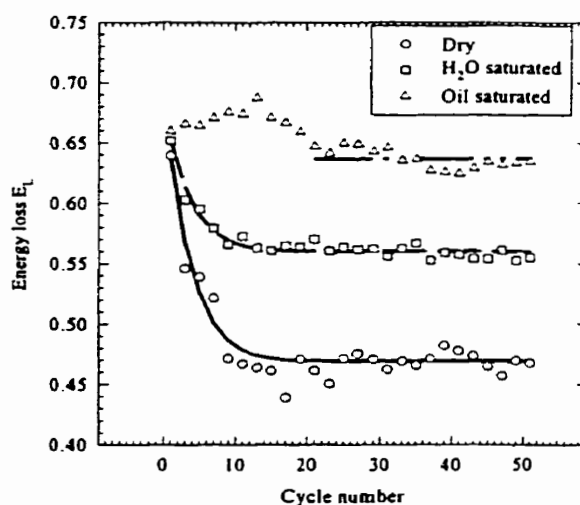
**Figure 5.21** Energy loss as a function of the cycle number, textiles #1, #2, #3 and #4, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry.



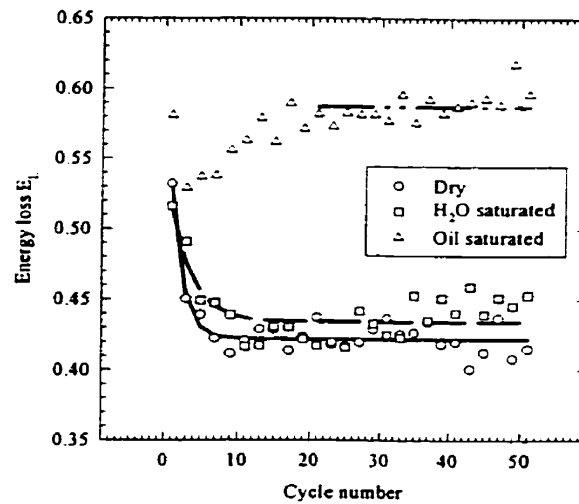
**Figure 5.22** Energy loss as a function of the cycle number, textile #1, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry, H<sub>2</sub>O -saturated and silicone oil -



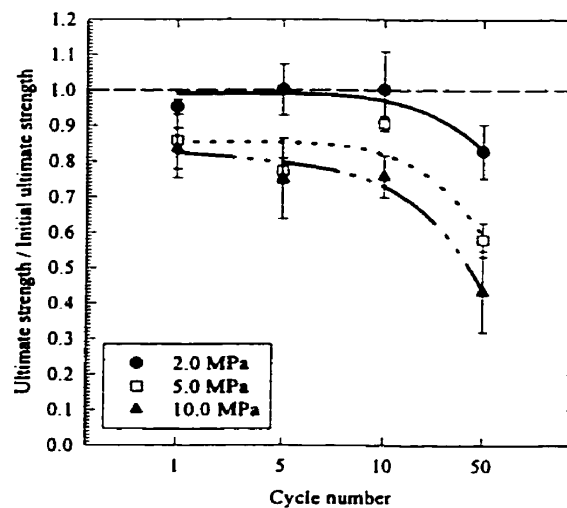
**Figure 5.23** Energy loss as a function of the cycle number, textile #2, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry,  $H_2O$  -saturated and silicone oil -saturated (Polydimethylsiloxane, Dow Corning 200 fluid, 100 cSt).



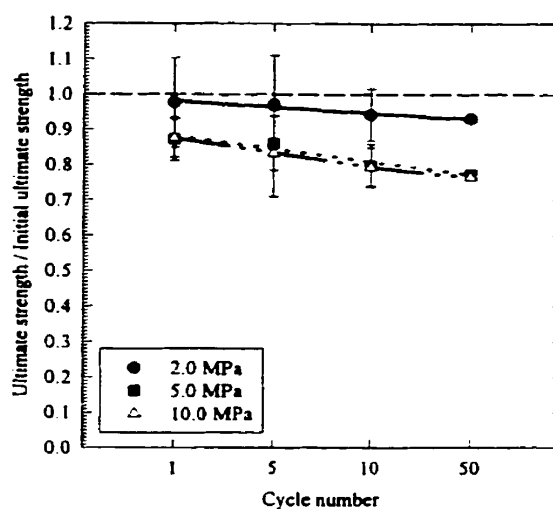
**Figure 5.24** Energy loss as a function of the cycle number, textile #3, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry,  $H_2O$  -saturated and silicone oil -saturated (Polydimethylsiloxane, Dow Corning 200 fluid, 100 cSt).



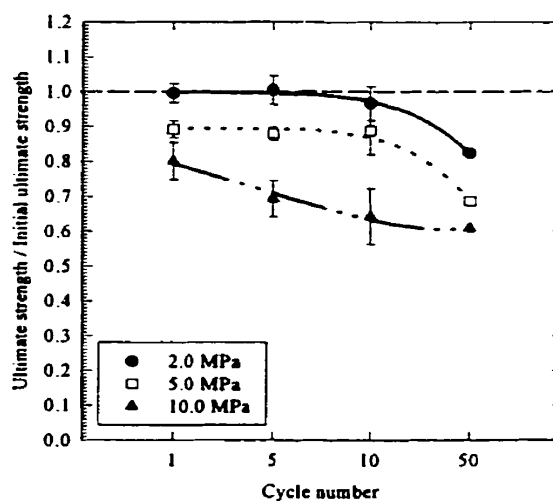
**Figure 5.25** Energy loss as a function of the cycle number, textile #4, 1.0 MPa maximum applied pressure, dry, H<sub>2</sub>O -saturated and silicone oil -saturated (Polydimethylsiloxane, Dow Corning 200 fluid, 100 cSt).



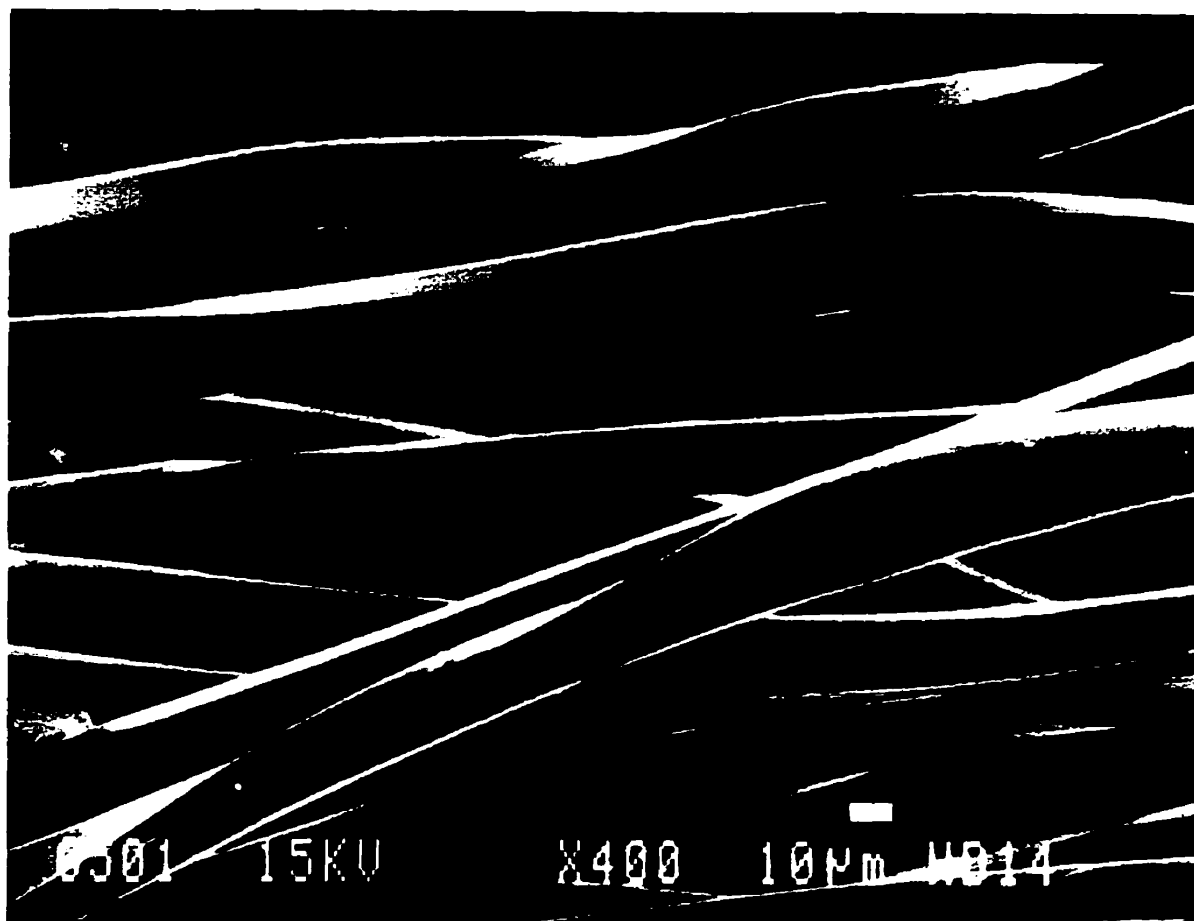
**Figure 5.26** Evolution of the ratio of the roving's ultimate strength in tension to the roving's initial ultimate strength, 2.0, 5.0 and 10.0 MPa, rovings from textile #1.



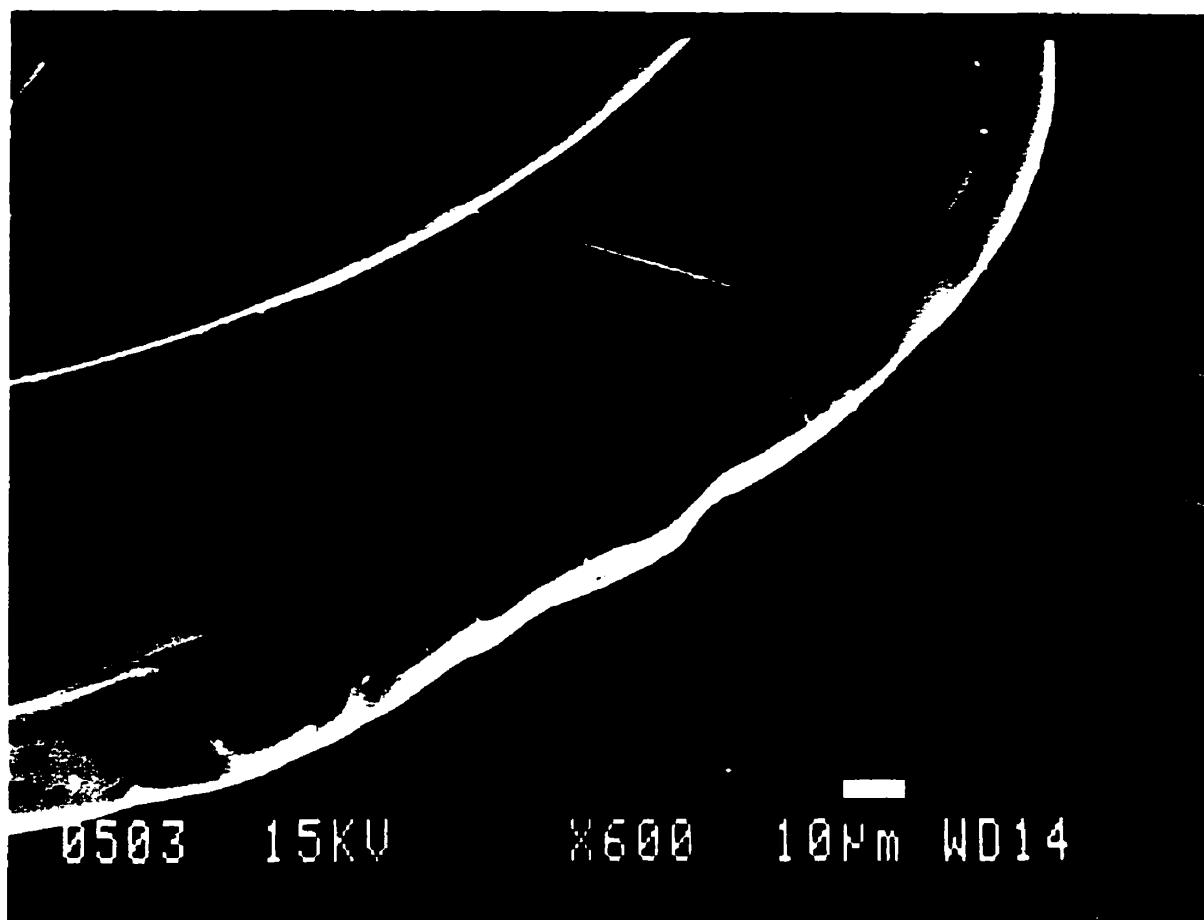
**Figure 5.27** Evolution of the ratio of the roving's ultimate strength in tension to the roving's initial ultimate strength, 2.0, 5.0 and 10.0 MPa, rovings from textile #2.



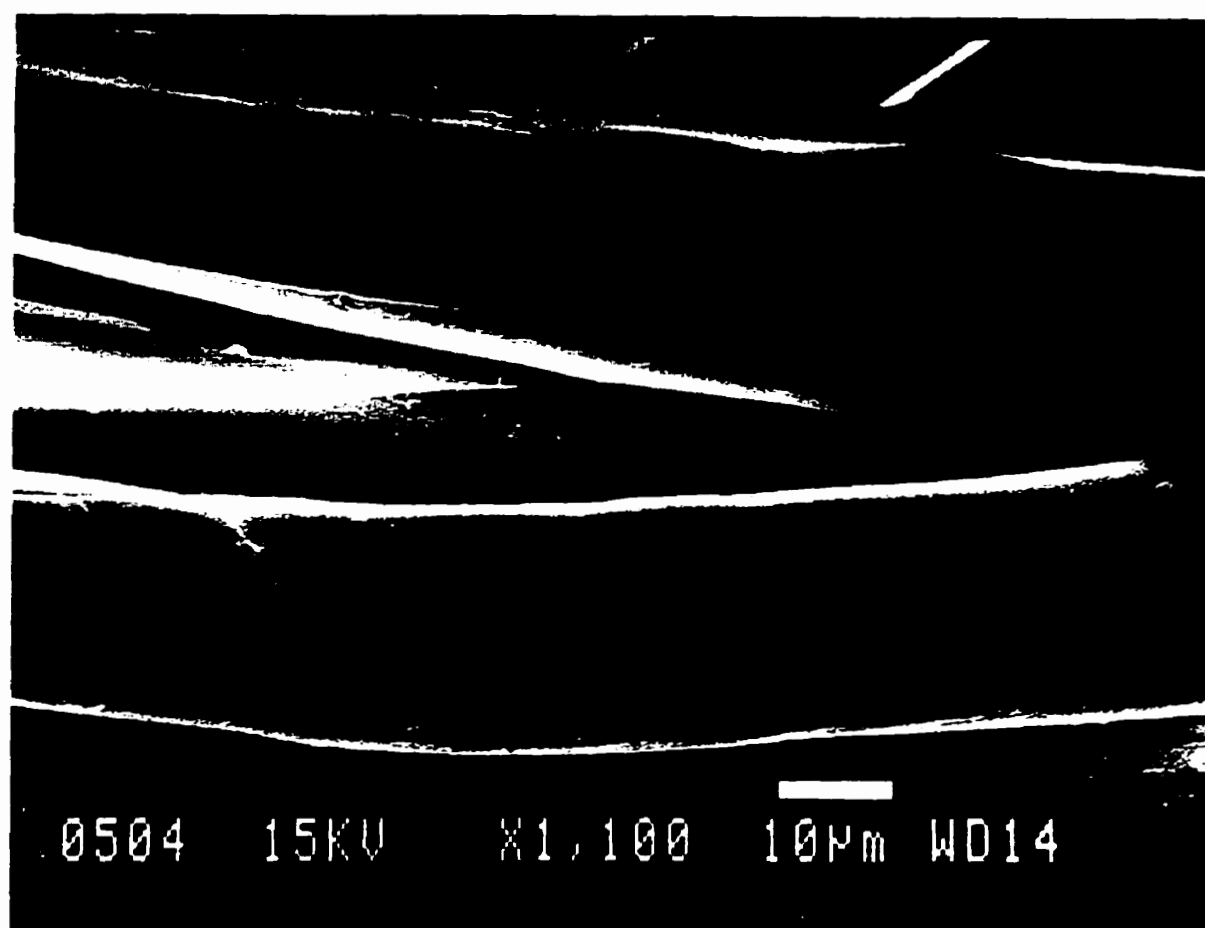
**Figure 5.28** Evolution of the ratio of the roving's ultimate strength in tension to the roving's initial ultimate strength, 2.0, 5.0 and 10.0 MPa, rovings from textile #3.



**Figure 5.29** Polyester terephthalate stitch fibers extracted from textile #3, pristine state.

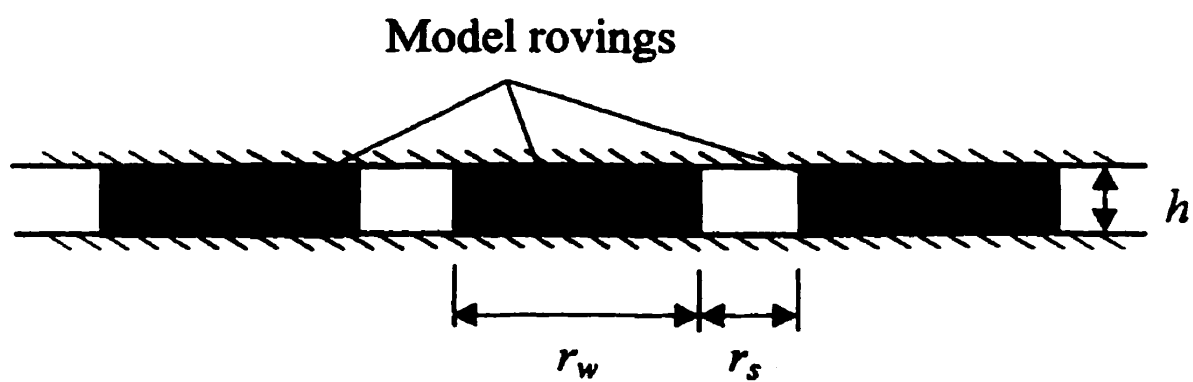


**Figure 5.30** Polyester terephthalate stitch fibers extracted from a sample of textile #3 compacted once at 1.0 MPa.

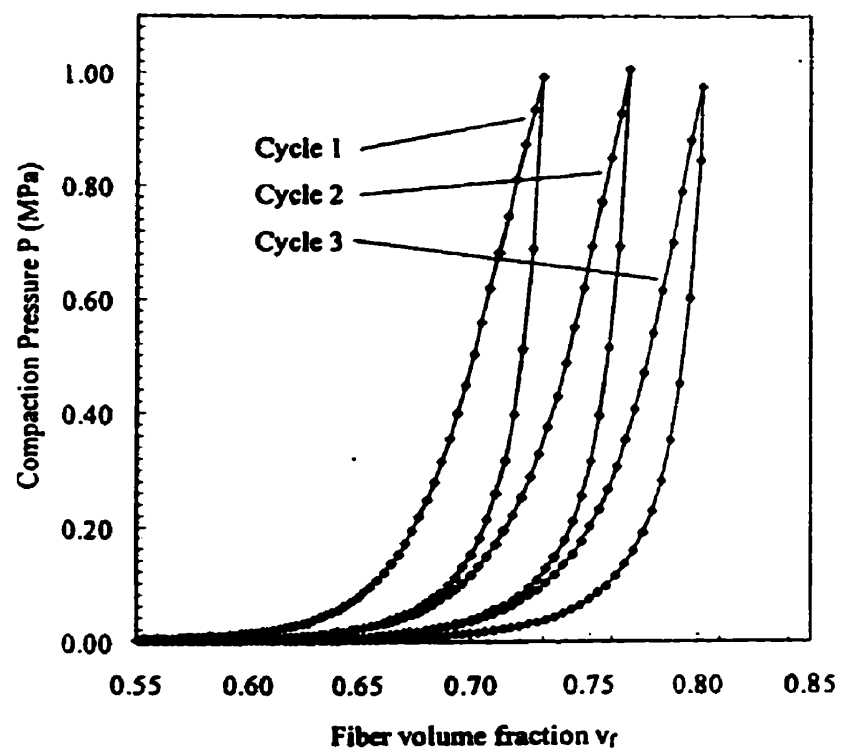


**Figure 5.31 Polyester terephthalate stitch fibers extracted from a sample of textile #3 compacted once at 1.0 MPa.**





**Figure 5.32** Section of a model reinforcement layer.



**Figure 5.33** Generated compaction cycles.

## **CHAPITRE 6**

### **MODÉLISATION GÉOMÉTRIQUE DES RENFORTS TEXTILES PLANS**

#### **6.1 Introduction**

Les résultats expérimentaux présentés aux chapitres précédents démontrent que la compaction et la relaxation des renforts textiles plans impliquent un certain nombre de phénomènes définis à l'échelle microscopique. La configuration prise par un empilement de couches textiles suite à ces opérations est influencée par une série de paramètres géométriques (espacement des mèches, mode d'assemblage des fils et des mèches, etc.) et physiques (présence d'un fluide, coefficient de friction aux contacts, etc.). Les modèles de compaction existants, revus au chapitre 1, ne prennent pas l'ensemble de ces paramètres en compte; d'autre part les descriptions du comportement en compaction des renforts incluses à l'intérieur de modèles de procédés plus généraux (Dave, Kardos et Dudukovic, 1987a; Dave, Kardos et Dudukovic, 1987b) sont généralement sommaires.

La finesse et l'étendue de l'information contenue dans les modèles géométriques des préformes, ou le niveau d'adéquation requis entre les définitions fournies par ces modèles et la réalité des préformes industrielles qu'elles représentent, demeurent des questions ouvertes. Tous les contextes ne nécessitent pas l'utilisation de définitions géométriques exhaustives; ainsi, le calcul de la rigidité d'une pièce renforcée par un tissu unidirectionnel, selon la direction des fibres et pour de faibles déformations, ne nécessite pas l'utilisation d'une définition très précise de la préforme. Cependant la plupart des propriétés des préformes et des pièces semblent être influencées par la configuration géométrique des fils, mèches et textiles les constituant. Par exemple, les travaux de Phelan et al. (Spaid et Phelan, 1997; Spaid et Phelan, 1998; Ranganathan, Easterling, Advani et Phelan, 1998; Dunkers, Phelan, Zimba, Flynn, Peterson, Li, Fujimoto et

Parnas, 1999) portant sur la mesure de la géométrie du renfort de plaques composites par l'utilisation d'une technique d'évaluation non-destructive, et sur le calcul de la perméabilité du renfort basé sur cette mesure, ont démontré que de faibles variations de la représentation géométrique du renfort induites par la technique d'analyse d'images utilisée affectent fortement les valeurs de perméabilité calculées. Or ces géométries sont mesurées, et non modélisées; des considérations telles que celle-ci expliquent en partie le fait que les modèles analytiques de la perméabilité des préformes présentés à ce jour ne sont pas sensibles à certains paramètres tels que l'architecture des textiles utilisés pour fabriquer les préformes; il en va de même pour la majorité des modèles des propriétés associées aux préformes et aux pièces composites.

Nombreux sont les aspects du moulage dont l'analyse requiert une définition géométrique appropriée pour les préformes. Parmi ces aspects, les plus fréquemment cités sont les suivants: la compaction des textiles résultant de leur drapage sous tension sur des régions de moules RTM présentant de faibles rayons de courbure, et la difficulté d'imprégner ces régions (Bickerton et Advani, 1995; Friedman, Johnson, Miller, Salem et Parnas, 1995; Friedman, Johnson, Miller, Salem et Parnas, 1997; Han, Ni, Toth, Lee et Greene, 1999); l'effet sur l'écoulement de la résine d'une réduction subite du nombre de plis contenus dans une préforme, associée à un changement d'épaisseur de la pièce (Mortensen et Thomsen, 1999); l'effet sur l'écoulement de la résine de coupures effectuées dans les textiles lors du drapage (Steenkamer, Wilkins et Karbhari, 1995); le transfert de chaleur dans les préformes et la fusion des agents de liage (Lebrun et Gauvin, 1995; Tucker, 1996; Tan, Tong et Steven, 1999); et la compaction des préformes sous le seuil d'injection (Parnas, Schultheisz et Ranganathan, 1996).

Enfin, seule une définition géométrique exhaustive des textiles et des préformes peut être envisagée pour la modélisation simulataneée et interactive de toutes les phases du moulage RTM, c'est-à-dire le drapage, l'écoulement de la résine, et l'optimisation de propriétés

physiques des pièces et des structures telles que leur rigidité, leur résistance statique et leur résistance aux impacts; l'utilisation à cette fin de modèles géométriques simple présente des limitations (Sozer, Bickerton et Advani, 1999).

Dans le présent chapitre, les textiles sont assimilés à des structures dont les éléments de base sont les mèches. Suite aux travaux de différents auteurs (Curiskis et Carnaby, 1985; Simacek et Karbhari, 1996; McBride, 1997), ces mèches sont assimilées à des milieux continus dont le comportement peut être défini à partir de leur géométrie interne; ainsi, la géométrie de l'élément de base des mèches, soit le contact entre deux fibres, est définie.

La majorité des maillages générés dans le cadre de la modélisation des opérations de drapage (Boisse, Cherouat, Gelin et Sabhi, 1995; Gelin et Borr, 1995; Fischer, Krzywinski, Rödel, Schenk et Ulbricht, 1999) et de remplissage des moules (Trochu, Gauvin, Gao et Boudreault, 1994; Sozer, Bickerton et Advani, 1999) utilisent des éléments plans. Ceci se justifie au regard de la géométrie des pièces, souvent assimilables à des coques, et de l'effort numérique requis pour appliquer ces calculs à l'ensemble du domaine. Les modèles géométriques présentés dans ce chapitre, dont les application éventuelles sont listées ci-haut, implique des calculs tridimensionnels définis sur une échelle relativement fine. L'intention, lors de la conception des modèles géométriques présentés dans ce chapitre (Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999a; Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999b), n'était pas de développer des maillages permettant des simulations du drapage, de l'écoulement et de la résistance pour l'ensemble de la pièce. Il s'agissait plutôt de développer un outil permettant l'investigation de phénomènes tels que ceux qui sont listés ci-haut, sur un domaine physique limité. En conséquence, le problème global pourrait possiblement inclure certaines questions intéressantes d'interfacage entre les deux types de simulations (Yu, Liu, Hsu et Yang, 1999; Takano, Zako, Yoshioka et Terada, 1999; Remacle, Bréard et Trochu, 1999).

Les définitions des textiles introduites dans ce chapitre sont basées sur deux échelles, soit celle du textile et celle des mèches (figure 6.1). Au niveau du textile, les outils revus à la section 6.2 permettent de représenter, selon un format très simple, la façon dont les éléments constituant le textile sont entrelacés. Cette information est présentée pour une cellule périodique de base du textile. L'information définie dans le plan est incluse dans les définitions parce qu'elle est nécessaire à la détermination des dimensions de la cellule périodique de base; ainsi, les dimensions de la cellules changent selon que celle-ci est constituée de mèches de types différents et/ou de mèches dont l'espacement varie. Par contre, l'information définie selon la normale au textile, telle que l'épaisseur, n'est pas incluse; ce type d'information devrait ultimement être calculé, et non imposé. Pour la même raison, les trajectoires moyennes des mèches et la forme de leurs sections ne sont pas définies à ce niveau. En bref, les outils simples présentés à la section 6.2 ne définissent que la façon dont les mèches sont entrelacées, et les dimensions de la cellule périodique de base. L'objectif ultime de ces définitions est de permettre le calcul sur une structure textile hétérogène à partir du comportement connu de mèches homogènes, et des paramètres de fabrication des textiles.

Les éléments géométriques introduits au niveau de la mèche concernent la définition du contact simple entre deux fibres; une approche statistique est documentée à la section 6.3. Cette information devrait être à la base du développement d'un modèle mécanique des propriétés constitutives de la mèche, permettant la réorganisation du réseau de fibres.

## **6.2 Modélisation des architectures textiles**

### **6.2.1 Objectifs, formalisme et critères généraux**

Les renforts textiles peuvent être produits par divers procédés tels que le tissage ou le tressage; ils peuvent aussi être assemblés par des fils cousus. Un type de structure

spécifique est associé à chaque procédé; par contre, une variété quasi-illimitée de textiles peut être obtenue en modifiant les paramètres de fabrication. Dans cette section, une description mathématique générale de l'entrelacement dans les structures textiles est revue. L'entrelacement, ou la structure de base des textiles, est représenté par une série de vecteurs couvrant une cellule périodique de base. Chaque vecteur est associé à une mèche ou à un fil; l'origine et l'extrémité des vecteurs correspondent à des positions auxquelles au moins deux éléments du textile sont superposés selon la normale et peuvent donc éventuellement interagir lors de la compaction (Figure 6.2). Les coordonnées de l'origine et de l'extrémité de ces vecteurs qui sont définies dans le plan correspondent aux dimensions physiques du textile, pour les raisons citées plus haut; certains éléments d'information concernant les mèches (matériau constituant, densité linéaire, etc.) sont également inclus de façon à ce que la périodicité du textile puisse être déterminée. Par contre, les coordonnées définies selon la normale sont imposées de façon arbitraire.

Les critères définissant l'origine et l'extrémité des vecteurs utilisés pour représenter l'architecture des textiles plans sont les suivants. L'origine et l'extrémité de ces vecteurs peuvent correspondre à: 1) une position à laquelle une mèche ou un fil change de direction en raison d'une interaction avec une autre mèche ou un autre fil; 2) une position à laquelle une interaction entre deux mèches, deux fils ou une mèche et un fil est possible selon la normale au plan moyen du textile; 3) une position à laquelle un vecteur intersecte les limites de la cellule périodique de base.

### **6.2.2 Paramètres définissant les structures tissées et tressées planes**

Un textile tissé résulte de l'entrelacement de mèches orientées selon la trame et la chaîne. La position de chacune des projections de ces mèches sur le plan moyen du textile, ainsi que la position de chacune de leurs intersections, sont imposées par la configuration du

procédé. Les structures tissées planes sont définies par les paramètres identifiés à la figure 6.3 et sont générées comme suit.

La séquence selon laquelle deux ou plusieurs niveaux de mèches parallèles sont superposés selon la normale au textile ne peut changer d'une position à l'autre sur ce textile. Une valeur de la variable  $LN$  est donc associée à chaque niveau de mèches, ceux-ci étant regroupés en  $RLp$  niveaux de mèches orientées selon la trame et en  $RLt$  niveaux de mèches orientées selon la chaîne:

$$LN = 1, 2, \dots, RLp \quad \text{pour la trame} \quad (6.1a)$$

$$LN = (RLp + 1), (RLp + 2), \dots, (RLp + RLt) \quad \text{pour la chaîne} \quad (6.1b)$$

Les quantités de mèches contenues dans chaque niveau de mèches orientées selon la trame et la chaîne, sur la cellule périodique de base, sont respectivement identifiées par les variables  $RCp$  et  $RCt$ . Les mèches individuelles constituant ces niveaux sont identifiées comme suit:

$$Cp = 1, 2, \dots, RCp \quad (6.2a)$$

$$Ct = 1, 2, \dots, RCt \quad (6.2b)$$

Chaque point où les mèches se superposent sur la cellule périodique de base est identifié par le couple de valeurs  $(Cp, Ct)$ . La constitution de la structure de base du textile consiste donc à définir, en chacun de ces points, la séquence selon laquelle se retrouvent les mèches appartenant aux différents niveaux  $LN$ . Cette information est contenue dans un ensemble de  $(Cp \times Ct)$  vecteurs  $WP(Cp, Ct)$ , chacun de ces vecteurs contenant  $(RLp + RLt)$  éléments (figure 6.4). Ces quantités, les équations permettant d'obtenir  $RCp$  et  $RCt$  à



partir de l'espacement des mèches et de l'information définissant leur nature, ainsi que les équations utilisées pour générer les vecteurs à partir de l'information présentée ci-haut sont détaillées dans (Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999a).

La structure des textiles triaxiaux tressés décrits dans (Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999a) présente une certaine similarité à celle des structures tissées discutées ci-haut. Ces textiles résultent de l'entrelacement de mèches déposées par deux séries de déviroirs, l'une de ces séries décrivant une rotation horaire autour de l'axe de la machine et l'autre série décrivant une rotation anti-horaire. Ces deux séries de mèches sont équivalentes aux mèches orientées selon la trame et la chaîne des textiles tissés. Toutefois, une troisième série de mèches est utilisée pour créer les textiles tressés; ces mèches sont orientées parallèlement à l'axe de la machine (figure 6.5). Les trois ensembles de mèches sont identifiées par les expressions "mèches horaires", "mèches anti-horaires" et "mèches longitudinales".

La position des mèches longitudinales selon la direction normale au textile ne change pas sur sa surface. De plus, le nombre de mèches horaires et anti-horaires qui se retrouvent de part et d'autre de chaque mèche longitudinale appartenant à un niveau donné est le même pour toutes les positions auxquelles les mèches se superposent. Donc, tout comme pour les textiles tissés, le nombre total de mèches qui se superposent à chacune de ces positions est constant.

Enfin, les quantités de niveaux de mèches horaires et de mèches anti-horaires utilisées dans la fabrication d'un textile tissé, identifiées par les quantités  $RLw$  et  $RLc$ , sont égales par définition; la quantité de niveaux de mèches longitudinales  $RLl$  est donnée par l'expression:

$$RLl = (2 \cdot RLw) - 1 = (2 \cdot RLc) - 1 \quad (6.3)$$

Les différents niveaux de mèches sont identifiés par la variable  $LP$ . Les nombres impairs de 1 à  $(2 \cdot RLw) - 1$ , les nombres impairs de  $(2 \cdot RLw) + 1$  à  $(4 \cdot RLw) - 1$ , et les nombres pairs de 2 à  $(4 \cdot RLw) - 2$  identifient respectivement les mèches horaires, anti-horaires et longitudinales. Le nombre de mèches contenu dans chaque niveau de mèches horaires est identifié par la variable  $RCc$ ; de même, les quantités de mèches contenues dans les niveaux de mèches anti-horaires et longitudinales sont identifiés par  $RCw$  et  $RCI$ , avec:

$$RCI = RCw + RCc - 1 \quad (6.4)$$

Chaque point où les mèches se superposent sur la cellule périodique de base est identifié par le couple de valeurs  $(Cw, Cc)$  avec:

$$Cw = 1, 2, \dots, RCw \quad (6.5a)$$

$$Cc = 1, 2, \dots, RCc \quad (6.5b)$$

Les séquences selon lesquelles les mèches associées aux différents niveaux apparaissent aux divers points  $(Cw, Cc)$  sont contenus dans les vecteurs  $BP(Cw, Cc)$ . Chaque vecteur contient  $(RLw + RLc + RLI)$  éléments, les variables  $LP$  associées aux termes pairs de ces vecteurs prenant des valeurs constantes. Ces quantités, les équations permettant d'obtenir  $RCw$  et  $RCc$  à partir de l'espacement des mèches et de l'information définissant leur nature, ainsi que les équations utilisées pour générer les vecteurs sont détaillées dans (Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999a).

### 6.2.3 Exemples: structures tissées

La cellule de base d'un textile tissé apparaît à la figure 6.6. La valeur  $LN$  associée à chaque mèche est identifiée, les distances séparant les mèches sont spécifiées, et une

séries de références permettant l'identification d'un matériau et d'une densité linéaire pour chaque mèche est incluse. L'ensemble de vecteurs représentant ce textile apparaît à la figure 6.7 et à la table 6.1. On peut noter sur la figure 6.7 que les vecteurs associés aux mèches orientées parallèlement à la trame et situées aux plus faibles coordonnées selon  $y$  ( $Ct = 1$ ), de même que les vecteurs associés aux mèches orientées parallèlement à la chaîne et situées aux plus faibles coordonnées selon  $x$  ( $Cp = 1$ ), apparaissent deux fois en raison de la périodicité du textile. L'information représentée par ces vecteurs répétés est redondante; cependant les équations développées par l'auteur et explicités dans (Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999a) répètent ces vecteurs de façon à faciliter la perception de la géométrie du textile par l'utilisateur. On peut également remarquer, à la table 6.1, la simplicité du format retenu.

La figure 6.8 montre deux plis d'un textile tissé selon une architecture en panier ("plain weave"), superposés à un angle de  $30^\circ$ . Ces textiles ont été générés à partir du formalisme discuté ci-haut; une section arbitraire a été spécifiée pour les mèches de façon à faciliter la visualisation du textile. Chaque pli contient quatre cellules périodiques de base.

L'image présentée à la figure 6.9a représente le domaine sur lequel un axe orienté selon la normale aux deux plis traversera au moins une mèche de chacun des plis. De même, les figures 6.9b et 6.9c représentent respectivement le domaine sur lequel l'axe ne traversera que les mèches d'un seul pli, et le domaine sur lequel l'axe ne traversera aucune mèche. Il est possible d'envisager, par exemple, que les zones de la préforme visibles à la figure 6.9a présenteront une conductivité thermique plus élevée; de même, la présence des zones visible à la figure 6.9b favorise l'interpénétration des couches textiles (nesting), alors que les zones visibles à la figure 6.9c facilitent l'écoulement éventuel de résine selon la normale à la préforme, augmentant la perméabilité transverse.

Enfin, la figure 6.10 représente les valeurs locales de l'épaisseur de chacun des plis illustrés à la figure 6.8. Il est aisé de percevoir que la figure 6.11a représente la hauteur libre entre les mèches du pli représenté à la figure 6.10a et la face supérieure d'un parallélogramme définissant les limites du domaine à l'intérieur duquel ce pli est défini. De la même façon, la figure 6.11b représente la hauteur libre séparant les mèches des deux plis illustrés à la figure 6.8; les parallélogrammes qui contiennent ces plis sont adjacents. Si l'on accepte l'hypothèse selon laquelle l'essentiel du volume d'une résine s'écoule autour des mèches d'une préforme saturée, l'information présentée à la figure 6.11b peut être utile pour le calcul des valeurs locales du tenseur de perméabilité plan définies pour le domaine illustré à la figure 6.8.

#### **6.2.4 Paramètres définissant les structures non-entrelacées planes**

La présente section couvre les textiles plans dont les mèches ne sont pas entrelacées mais plutôt assemblées en une structure cohérente à l'aide de fils cousus ("warp-knitted"). Un tel textile apparaît à la figure 6.12a; le fil utilisé pour assembler la structure est illustré à la figure 6.12b. L'outil de représentation géométrique développé par l'auteur (Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999b) permet d'inclure plusieurs niveaux de mèches et plusieurs niveaux de fils cousus. Les mèches constituant un même niveau sont orientées dans la même direction mais peuvent être de natures différentes. Les définitions obtenues à l'aide de cet outil sont du même type que celles qui ont été introduites plus haut pour les textiles tissés et tressés, et elles respectent les critères mentionnés précédemment. Le procédé d'assemblage des textiles discutés dans cette section a été décrit en détail par l'auteur (Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999b).

La génération d'une définition pour un textile cousu diffère de la génération de la définition d'un textile tissé ou tressé. En effet, la trajectoire des projections des divers éléments (mèches et fils) constituant les textiles discutés ici n'est pas définie de façon

triviale par le procédé de fabrication. Dans le cas présent, la génération d'une définition consiste donc à obtenir les équations algébriques linéaires définissant la projection, dans le plan du textile, de chacune des mèches et de chacun des segments de fil contenus dans la cellule périodique de base définissant le textile. Les intersections de ces projections sont ensuite indentifiées. Enfin, les vecteurs reliant les points associés à ces intersections mais définis dans l'espace tridimensionnel sont générés.

Les paramètres permettant de spécifier une structure textile cousue sont les suivants. Le textile contient  $NLw$  niveaux de mèches, assemblées par  $NLd$  niveaux de fils. Les niveaux sont identifiés par les variables  $Lw$  et  $Ld$ , avec:

$$Lw = 1, 2, \dots, NLw \quad (6.6a)$$

$$Ld = 1, 2, \dots, NLd \quad (6.6b)$$

L'information permettant de définir les projections des segments constituant chaque niveau de fils  $Ld$  consiste en une séquence de nombres entiers, présentée sous une forme vectorielle  $KS(Ld)$  de longueur variable  $LKS(Ld)$ , par laquelle l'opérateur du métier spécifie le mouvement des aiguilles et des guides qui assemblent les fils autour des mèches (Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999b):

$$KS(Ld) = ( KS(Ld, 1), KS(Ld, 2), \dots, KS(Ld, LKS(Ld)) ) \quad (6.7)$$

D'autre part, l'information permettant de définir les projections des mèches constituant chaque niveau de mèches  $Lw$  se résume aux orientations associées à chaque niveau,

$$TO = ( TO(1), TO(2), \dots, TO(NLw) ) \quad (6.8)$$

ainsi qu'aux séquences  $TT(Lw)$  de longueurs variables  $LTT(Lw)$  par lesquelles le type (matériau, densité linéaire, etc) de chaque mèche présente au sein de chaque niveau de mèches  $Lw$  est spécifié:

$$TT(Lw) = ( TT(Lw, 1), TT(Lw, 2), \dots, TT(Lw, LTT(Lw)) ) \quad (6.9)$$

Enfin, la position à laquelle chaque niveau de mèches est inséré entre les niveaux de fils est spécifiée dans le vecteur  $TI$ , qui compte  $NLw$  termes:

$$TI = ( TI(1), TI(2), \dots, TI(NLw) ) \quad (6.10)$$

Ces informations permettent de définir l'étendue de la cellule périodique de base associée au textile, et de générer les vecteurs représentant sa géométrie.

#### 6.2.5 Exemple: structure textile non-entrelacée plane

La figure 6.13a montre la cellule périodique de base associée à un textile constitué de trois niveaux de mèches et de deux niveaux de fils; la nature des mèches est identifiable par les différents tons de gris. La figure 6.13b montre le même textile, généré à l'aide des équations discutées brièvement ci-haut et présentées en détail par l'auteur dans une autre référence (Robitaille, Clayton, Long, Souter et Rudd, 1999b); la section des mèches a été imposée pour faciliter la visualisation du textile.

Les trois images présentées à la figure 6.14 illustrent la distance entre les points inclus dans les plans 1, 2, et 3 de la figure 6.13a, et les éléments textiles (mèches ou fils) qui en sont les plus rapprochés. Si l'on assume encore une fois que les valeurs prises par les composantes du tenseur de perméabilité plan dépendent essentiellement de l'espace disponible entre les mèches d'un textile, les courbes présentées à la figure 6.14 peuvent

en partie expliquer les variations de la perméabilité avec la direction de l'écoulement ou du gradient de pression, ou permettre de quantifier certains effets de l'hétérogénéité des structures textiles.

### 6.3 Modélisation du contact: approche statistique

#### 6.3.1 Géométrie de la fibre simple et probabilités d'interférence à $r_i$

La fibre simple  $i$  illustrée à la figure 6.15 est définie relativement à l'ensemble d'axes de référence locaux  $x_i$ ,  $y_i$  et  $z_i$ . La fibre de diamètre  $d$  présente une ondulation périodique de longueur d'onde  $lf$  définie dans le plan  $(x_i, z_i)$ . L'axe neutre de la fibre  $i$ , qui emprunte le centre de ses sections, est défini par la fonction d'ondulation  $c(i, z_i)$ :

$$c(i, z_i) = a_i \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot z_i}{lf}\right) \quad (6.11)$$

où  $a_i$  représente l'amplitude variable de la fibre chargée  $i$ . L'amplitude  $a_o$  des fibres non-chargées est constante, avec  $a_i < a_o$ . Cette définition a été introduite par Gutowski, 1985 sur la base d'observations permettant l'évaluation des paramètres  $a_o$  et  $lf$ . L'assimilation de la géométrie des fibres à une fonction sinusoïdale constitue cependant une hypothèse; toute autre fonction périodique peut être utilisée dans l'équation 6.11 si une quelconque évidence expérimentale le justifie.

L'axe  $z_i$ , le plan  $(x_i, z_i)$  et le domaine cylindrique de diamètre variable  $dp_i$  défini autour de  $z_i$  sont respectivement identifiés par les expressions axe moyen, plan d'ondulation et domaine de présence de la fibre  $i$ , avec:

$$dp_i = 2 \cdot a_o + d \quad (6.2)$$

Considérons maintenant une particule en position radiale  $r_i$  sur une trajectoire radiale vers l'axe moyen, figure 6.16. La probabilité que cette particule soit ou ait préalablement été incluse à l'intérieur du volume correspondant à la fibre  $i$  au cours de sa progression vers l'axe moyen est nommée probabilité moyenne d'interférence  $PA(i, r_i)$ , où la moyenne est calculée relativement à la coordonnée  $z_i$  tel qu'explicité plus bas. La probabilité moyenne d'interférence  $PA(i, r_i)$  est obtenue comme suit.

Soit la probabilité d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$ , représentant l'événement où une particule localisée au rayon  $r_i$  sur une trajectoire radiale vers l'axe moyen et définie dans un plan caractérisé par une coordonnée  $z_i$  constante, se trouve ou ait été positionnée à l'intérieur du volume de la fibre  $i$ . Cette particule ne peut être entrée en contact avec les sections de la fibre  $i$  pour lesquelles (figure 6.16, sections a et b):

$$r_i > c(i, z_i) + (d/2) \quad (6.13)$$

En conséquence,  $PI(i, r_i, z_i) = 0$  pour ces sections. Dans tous les autres cas,  $PI(i, r_i, z_i)$  est obtenue par l'évaluation de l'angle défini dans le plan  $(x_i, y_i)$ , dont le sommet est localisé sur l'axe moyen, et pour lequel la particule située à  $r_i$  aura intersecté la section dont le centre est positionné à  $c(i, z_i)$ . Différents cas, correspondant aux angles  $\Psi_1$  à  $\Psi_4$  des figures 6.17 à 6.20, sont définis selon les valeurs de  $d$ ,  $r_i$  et  $c(i, z_i)$ . Ainsi,

$$PI(i, r_i, z_i) = \frac{\Psi_1}{2\pi} = \left( \cos^{-1} \left( \frac{r_i^2 - (d/2)^2 + (c(i, z_i))^2}{2 \cdot c(i, z_i) \cdot r_i} \right) \right) \cdot \frac{1}{\pi} \quad (6.14a)$$

$$\text{si} \quad r_i \leq c(i, z_i) + (d/2)$$

$$\text{et si} \quad r_i \geq \left( (c(i, z_i))^2 - (d/2)^2 \right)^{1/2}$$

$$\text{et si} \quad c(i, z_i) \geq (d/2)$$



$$PI(i, r_i, z_i) = \frac{\Psi_2}{2\pi} = \frac{1}{2} - \left( \cos^{-1} \left( \frac{(d/2)}{c(i, z_i)} \right) \cdot \frac{1}{\pi} \right) \quad (6.14b)$$

$$\begin{aligned} \text{si} \quad & r_i \leq c(i, z_i) + (d/2) \\ \text{et si} \quad & r_i < \left( (c(i, z_i))^2 - (d/2)^2 \right)^{1/2} \\ \text{et si} \quad & c(i, z_i) \geq (d/2) \end{aligned}$$

$$PI(i, r_i, z_i) = \frac{\Psi_3}{2\pi} = \left( \cos^{-1} \left( \frac{r_i^2 - (d/2)^2 + (c(i, z_i))^2}{2 \cdot c(i, z_i) \cdot r_i} \right) \right) \cdot \frac{1}{2\pi} \quad (6.14c)$$

$$\begin{aligned} \text{si} \quad & r_i \leq c(i, z_i) + (d/2) \\ \text{et si} \quad & r_i > ((d/2) - c(i, z_i)) \\ \text{et si} \quad & c(i, z_i) < (d/2) \end{aligned}$$

$$PI(i, r_i, z_i) = 1 \quad (6.14d)$$

$$\text{si} \quad r_i \leq ((d/2) - c(i, z_i))$$

Les equations précédentes sont obtenues comme suit. Le cas décrit par l'équation 6.14a est illustré à la figure 6.17. Ici, la particule est en contact avec la section de fibre illustrée si sa trajectoire radiale est inscrite à l'intérieur de l'angle  $\Psi_1$ . Cet angle est obtenu comme suit:

$$x^2 + y^2 = r_i^2 \quad (x - c(i, z_i))^2 + y^2 = (d/2)^2 \quad (6.15a)$$

$$r_i^2 = (d/2)^2 + (2 \cdot c(i, z_i) \cdot x) - c(i, z_i)^2 \quad (6.15b)$$

$$x = \frac{r_i^2 - (d/2)^2 + c(i, z_i)^2}{2 \cdot c(i, z_i)} \quad (6.15c)$$

$$\cos\left(\frac{\Psi_1}{2}\right) = \frac{x}{r_i} = \frac{r_i^2 - (d/2)^2 + c(i, z_i)^2}{2 \cdot c(i, z_i) \cdot r_i} \quad (6.15d)$$

Le cas-limite correspondant à l'égalité décrite par l'équation 6.14b est illustré à la figure 6.18, image supérieure. Pour une valeur donnée de  $c(i, z_i)$ , une particule située à une coordonnée radiale  $r_i$  supérieure à celle illustrée à la figure 6.18 ne peut qu'être en contact avec la section illustrée, ou ne pas avoir été en contact avec cette section; ce cas est décrit ci-haut. Par contre, une particule située plus près de l'axe moyen peut être entrée à l'intérieur de la section et en être ressortie (figure 6.18, image inférieure); l'angle  $\Psi_2$ , qui doit couvrir ce cas, est défini par les équations suivantes:

$$r_i = \left( (c(i, z_i))^2 - (d/2)^2 \right)^{1/2} \quad (6.16a)$$

$$\frac{\Psi_2}{2} = \frac{\pi}{2} - \alpha = \sin^{-1}\left(\frac{(d/2)}{c(i, z_i)}\right) \quad (6.16b)$$

On peut remarquer que le cas où  $c(i, z_i) = (d/2)$  correspond à la situation où la section considérée est tangente à l'axe moyen; dans ce cas il est évident que  $PI(i, r_i, z_i) = 1/2$ , tel que prédit par l'équation 6.14b. Le cas décrit par l'équation 6.14c est illustré à la figure 6.19 et décrit par les équations 6.15a à 6.15d. Enfin, le cas décrit par l'équation 6.14d est illustré à la figure 6.20.

La probabilité moyenne d'interférence  $PA(i, r_i)$  est la moyenne des probabilités d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$  calculée selon l'axe moyen, ou l'axe des coordonnées  $z_i$  :

$$PA(i, r_i) = \frac{\int_0^{\eta} PI(i, r_i, z_i) dz_i}{lf} \quad (6.17)$$

Diverses courbes représentant  $PI(i, r_i, z_i)$  apparaissent aux figures 6.21 à 6.23 pour la fonction d'ondulation  $c(i, z_i)$  présentée à l'équation 6.11, aux figures 6.24 à 6.26 pour une fonction d'ondulation triangulaire de même amplitude, et aux figures 6.27 à 6.29 pour une fonction d'ondulation carrée de même amplitude. Les courbes correspondantes de la probabilité moyenne  $PA(i, r_i)$  apparaissent aux figures 6.30 à 6.32.

Toutes les courbes représentées aux figures 6.21 à 6.29 ont été obtenues pour une longueur  $lf$  égale à 0.001 m; les effets du diamètre  $d$  et de l'amplitude  $a_o$  sont illustrés. Dans tous les cas, la probabilité  $PI(i, r_i, z_i)$  en fonction de  $z_i$  est représentée pour différentes valeurs de  $r_i$  allant de  $(d/2)$  à  $(a_o + (d/2))$ . Puisque  $r_i \geq (d/2)$ , les valeurs représentées sur les courbes ne peuvent être supérieures à 0.5; d'autre part  $PI(i, r_i, z_i) = 0$  à  $r_i = (a_o + (d/2))$  pour toutes les valeurs de  $z_i$ .

La diminution de  $PI(i, r_i, z_i)$  observée aux extrema ( $z_i = 0.00025$  m,  $z_i = 0.00075$  m) de l'équation 6.11 résulte du fait que les angles  $\psi$  prennent une valeur minimale pour ces valeurs de  $z_i$ ; la diminution observée avec une augmentation de  $r_i$  résulte de la même cause. Toutefois, lorsque la particule se trouve à une coordonnée radiale  $r_i$  inférieure à une certaine valeur (équation 6.14b), sa position n'affecte plus la valeur de l'angle  $\psi$ ; ceci se traduit par une superposition des courbes de  $PI(i, r_i, z_i)$  sur certaines plages de  $z_i$ .

L'approche sous-jacente aux équations présentées plus haut consiste à calculer la probabilité moyenne d'interférence entre une fibre et une particule, indépendamment de l'orientation  $\gamma_i$  et du déphasage  $\eta_i$  (figure 6.15) selon lesquels cette particule approche la fibre. Ceci permet d'établir une distribution des distances entre les axes moyens  $z_i$  et  $z_{ii}$  de

deux fibres en contact, tel que démontré plus bas; cette information peut à son tour être utilisée pour établir les dimensions de la mèche et la façon dont le nombre de contacts entre les fibres augmente lors de la compaction de la mèche. Cependant, les figures 6.7 à 6.12 montrent que la probabilité d'interférence varie fortement avec  $z_i$ . On peut donc penser qu'il est possible d'établir un lien direct entre la distribution des distances entre les axes  $z_i$  et  $z_{ii}$  observées aux contacts, l'orientation de la normale à ces contacts, et la position de ces contacts selon  $z_i$  (ou  $z_{ii}$ ). Ceci implique toutefois de délaisser l'approche statistique de la description du contact entre deux fibres au profit d'une approche exacte. L'approche statistique serait reprise pour la construction du réseau de fibres à partir de la description du contact simple et permettrait l'établissement de diverses distributions, telle que celle de la distance entre deux contacts successifs.

D'une manière générale, la probabilité de contact à une certaine distance radiale  $r_i$  n'augmente pas de façon proportionnelle à l'amplitude  $a_o$  pour un diamètre constant; donc les dimensions d'une mèche constituée de fibres d'un certain diamètre ne seront vraisemblablement pas proportionnelles à l'amplitude de la fonction d'ondulation de ces mèches. De la même façon, les courbes démontrent que les dimensions d'une mèche constituée de fibres de rayon  $x$  et d'amplitude  $y$  devrait être sensiblement plus élevées que celles d'une mèche constituée de fibres de rayon  $y$  et d'amplitude  $x$ .

Les différences dans les valeurs de  $PI(i, r_i, z_i)$  obtenues pour une fonction d'ondulation sinusoïdale et pour une fonction triangulaire équivalente sont relativement faibles; ceci semble indiquer que la forme exacte de la fonction d'ondulation des fibres est relativement peu importante. Le cas de la fonction carrée, qui mène à des valeurs constantes de  $PI(i, r_i, z_i)$ , est discuté plus loin.

Les courbes de la probabilité moyenne d'interférence  $PA(i, r_i)$  apparaissent aux figures 6.30 à 6.32 pour les fonctions d'ondulation sinusoïdale, triangulaires et carrées

introduites précédemment. On peut constater que pour une amplitude  $a_o$  constante, l'augmentation du diamètre  $d$  des fibres résulte essentiellement en une translation des courbes vers les valeurs plus élevées de  $r_i$ . Une augmentation de  $a_o$  à diamètre constant résulte en une diminution de  $PA(i, r_i)$  aux faibles rayons  $r_i$ , et en une augmentation de la même fonction aux rayons élevés. Les fonctions d'ondulation sinusoïdales et triangulaires présentent essentiellement le même comportement; la fonction d'ondulation carrée présente également des tendances similaires, et ce en dépit d'une différence importante au niveau de la topologie des fibres. La principale différence entre les valeurs de la probabilité  $PA(i, r_i)$  associées à cette fonction et aux deux premières apparaît de façon plus marquée aux valeurs élevées de  $r_i$ , ce qui s'explique par le fait que la matière des fibres carrées est concentrée dans cette zone.

### 6.3.2 Le contact simple

Les fibres formant une mèche sont positionnées relativement à un ensemble d'axes de référence globaux  $x, y, z$  (figure 6.15). L'orientation  $\gamma_i$  et le déphasage  $\eta_i$  ne peuvent être obtenus par observation pour chaque fibre  $i$ ; le contact simple entre deux fibres  $i$  et  $ii$  est donc décrit ici selon une approche statistique.

Sur chaque longueur d'onde  $lf$ , la fonction d'ondulation  $c(i, z_i)$  est égale à zéro pour deux sections centrées sur l'axe moyen  $z_i$ . Si  $a_o \ll lf$ , il est raisonnable d'assumer que la distance  $D_{i,ii}$  séparant les axes moyens  $z_i$  et  $z_{ii}$  des fibres  $i$  et  $ii$  est minimale lorsque ces sections sont en contact (figure 6.33a). De la même façon, la distance  $D_{i,ii}$  est maximale lorsque les sections associées à une valeur maximale de  $c(i, z_i)$  sont en contact (figure 6.33b):

$$d \leq D_{i,ii} \leq (2 \cdot a_o) + d \quad (6.18)$$

Les domaines de présence des fibres  $i$  et  $ii$  s'intersectent pour toutes les valeurs de  $D_{i,ii}$  comprises entre ces limites, créant le domaine d'intersection  $DI$ . Ce domaine et sa projection sur le plan  $(x_i, y_i)$  apparaissent à la Figure 6.34.

Les valeurs de  $r_i$  et  $r_{ii}$  correspondant à chaque point  $(x_i, y_i)$  et  $(x_{ii}, y_{ii})$  de ce domaine  $DI$  peuvent être associées aux fonctions de probabilités moyennes d'interférence  $PA(i, r_i)$  et  $PA(ii, r_{ii})$ . Les valeurs obtenues pour ces fonctions représentent les probabilités qu'une particule positionnée en un point exprimable indifféremment par les coordonnées  $(x, y)$ ,  $(x_i, y_i)$  et  $(x_{ii}, y_{ii})$  soit ou ait été en contact avec les fibres  $i$  et  $ii$  respectivement, alors que ces fibres sont rapprochées l'une vers l'autre. La probabilité  $PC(x, y)$  que les fibres  $i$  et  $ii$  soient ou aient été en contact au point  $(x, y)$  alors que ces fibres sont progressivement rapprochées, i.e. lorsque  $D_{i,ii}$  diminue, est identifiée par l'expression "probabilité jointe d'interférence" et est simplement obtenue par le produit suivant:

$$PC(x, y) = PA(i, r_i) \cdot PA(ii, r_{ii}) \quad (6.19)$$

Des exemples de distributions de  $PC(x, y)$  définies sur le domaine  $DI$  et obtenues pour différentes valeurs de  $D_{i,ii}$  apparaissent aux figures 6.35, 6.36 et 6.37 pour les fonctions d'ondulation sinusoïdale, triangulaire et carrée; l'amplitude  $a_o$  et le diamètre  $d$  des fibres valent 0.00001 m dans les trois cas. Bien que les figures 6.30 à 6.32 présentent des tendances analogues pour les trois fonctions d'ondulations considérées dans ce chapitre, l'ensemble des valeurs de la probabilité jointe d'interférence  $PC(x, y)$  définies sur le domaine d'intersection  $DI$  semblent diminuer plus rapidement avec une augmentation de  $D_{i,ii}$  dans le cas des fonctions sinusoïdales et triangulaires; ce fait est interprété comme suit.

Les surfaces illustrées aux figures 6.35 à 6.37 ne représentent pas des distributions de probabilité ni des fonctions de distribution cumulative pour  $PC(x, y)$ . Ces courbes

montrent simplement les valeurs prises par  $PC(x, y)$  en chaque point du domaine d'intersection  $DI$ , pour une série d'états successifs caractérisés par une augmentation progressive de  $D_{i,ii}$ . En conséquence, le volume sous ces courbes n'a pas à être égal à 1; plutôt, chaque point de la surface peut prendre une valeur comprise entre 0 et 1 inclusivement. Les surfaces représentent donc la probabilité qu'une interférence existe ou ait existé en chaque point  $(x, y)$ ; la différence entre deux des surfaces représentées dans une même figure 6.35, 6.36 ou 6.37 représente donc la probabilité, toujours pour chaque point  $(x, y)$ , qu'un nouveau contact soit apparût entre les états caractérisés par les distances  $D_{i,ii}(1)$  et  $D_{i,ii}(2)$  avec  $D_{i,ii}(2) < D_{i,ii}(1)$  et  $D_{i,ii}(2) \rightarrow D_{i,ii}(1)$ . Ici, il est bon de rappeler que lorsque deux fibres sont rapprochées, les nouveaux contacts ne se produisent pas uniquement sur les limites des domaines de présence des deux fibres, mais peuvent se produire sur tout le volume correspondant à l'intersection de ces deux domaines (figure 6.38); en fait, les contacts se produisant sur les limites de l'un ou l'autre domaine de présence constituent plutôt l'exception (figure 6.33b). Ceci confirme le fait qu'une augmentation de la perméabilité  $PC(x, y)$  entre deux états  $D_{i,ii}(1)$  et  $D_{i,ii}(2)$  correspond effectivement à la création de nouveaux contacts.

L'objectif du présent développement est l'obtention d'une valeur unique de la probabilité de contact entre deux fibres séparées par une distance  $D_{i,ii}$ . Si l'on cherche à obtenir cette valeur unique directement à partir des surfaces présentées aux figures 6.35 à 6.37, l'approche classique consiste à établir une règle dictant l'interdépendance entre chacun des événements (contact/non-contact) représentés sur une même surface. On cherche les conditions sous lesquelles l'événement d'un contact en un point  $(x_1, y_1)$  est joint ou disjoint de l'événement d'un contact en un point  $(x_2, y_2)$  qui en est plus ou moins distancé, ou encore la fonction permettant le calcul de la probabilité jointe d'interférences simultanées en deux points quelconques. La géométrie du problème et le fait que les distributions de  $PC(x, y)$  sont continues semblent rendre difficile l'expression mathématique de ce problème.

Le problème peut être solutionné selon l'approche simple suivante. Tel que mentionné plus haut (équation 6.18), la probabilité de contact entre deux fibres, qui sera identifiée par la variable  $PG$ , est limitée comme suit:

$$PG = 1 \quad \text{à} \quad D_{i,ii} = d \quad (6.20a)$$

$$PG = 0 \quad \text{à} \quad D_{i,ii} = (2 \cdot a_o) + d \quad (6.20b)$$

Ces limites correspondent aux premières et dernières images des figures 6.35 à 6.37. Tel que discuté ci-haut, les événements obtenus pour deux états  $D_{i,ii}(1)$  et  $D_{i,ii}(2)$  tels que  $D_{i,ii}(2) < D_{i,ii}(1)$  et  $D_{i,ii}(2) \rightarrow D_{i,ii}(1)$  sont disjoints. Donc si la courbe du volume sous les surfaces représentées aux figures 6.35 à 6.37 en fonction de  $D_{i,ii}$  est normalisée de façon à rendre ce volume égale aux limites de  $PG$ , la dérivée de cette courbe correspond à une distribution de probabilité.

Une série de fonctions de distribution cumulatives de la probabilité de contact  $PG$  apparaît aux figures 6.39, 6.40 et 6.41. Toutes les courbes sont normalisées de façon à ce que l'abscisse varie linéairement entre les valeurs de  $D_{i,ii} = (2 \cdot a_o) + d$  pour  $x = 0$  à  $D_{i,ii} = d$  pour  $x = 1$ . Les courbes de la figure 6.39 ont été obtenues pour des fonctions d'ondulation sinusoïdale, triangulaire et carrée avec une amplitude non chargée  $a_o$  égale à 0.000005 m et un diamètre  $d$  de 0.000010 m. Les remarques faites lors de la présentation des figures 6.35, 6.36 et 6.37 s'appliquent directement: la probabilité de contact augmente plus rapidement avec une diminution de  $D_{i,ii}$  pour la fonction d'ondulation carrée, alors que les fonctions sinusoïdale et triangulaire présentent à peu de choses près le même comportement. Les courbes de la figure 6.40, obtenues pour un diamètre de fibre  $d$  égal à 0.000015 m, montrent l'effet de l'amplitude sur  $PG$ . Les valeurs de la probabilité  $PG$  ne sont que sont légèrement plus élevées aux amplitudes élevées. Enfin, les courbes de la figure 6.41 montrent que pour une amplitude constante, l'effet



normalisé du diamètre des fibres  $d$  est négligeable pour la plage de valeurs choisies. Les distributions de perméabilité associées aux courbes discutées ci-haut apparaissent aux figures 6.42, 6.43 et 6.44.

## 6.4 Conclusion

Dans ce chapitre, certains éléments de la définition géométrique des renforts plans à fibres continues utilisés pour la fabrication de pièces composites ont été présentés.

Au niveau de l'architecture textile, une série d'outils permettant de générer les définitions de divers textiles selon un même formalisme simple ont été brièvement revus. Ces outils permettent de créer les définitions directement à partir des paramètres de fabrication; toutefois, leurs possibilités peuvent être développées aux delà des limites associées à la pratique industrielle.

Au niveau des mèches, la géométrie des fibres et du contact simple a été décrite, et l'effet de divers paramètres géométriques a été revu. Les quantités introduites devraient être à la base du développement d'un modèle des propriétés constitutives des mèches dans lequel la réorganisation du réseau de fibres est prise en compte.

## 6.5 Références

BICKERTON, S. et ADVANI, S.G. (1995). Characterization of corner and edge permeabilities during mold filling in resin transfer molding. Proceedings of the Recent Advances in Composite Materials ASME Symposium, 143-150.

BOISSE, P., CHEROUAT, A., GELIN, J.C. et SABHI, H. (1995). Experimental study and finite element simulation of a glass fiber fabric shaping process. Polymer Composites, 16, 83-95.

DUNKERS, J.P., PHELAN, F.R., ZIMBA, C.G., FLYNN, K.M., PETERSON, R.C., LI, X., FUJIMOTO, J.G. et PARNAS, R.S. (1999). Flow prediction in real structures using optical coherence tomography and lattice Boltzmann mathematics. Proceedings of the 5th FPCM international conference, 291-302.

FISCHER, P., KRZYWINSKI, S., RODEL, H., SCHENK, A. et ULBRICHT, V. (1999). Simulating the drape behavior of fabrics. Textile Research Journal, 69, 331-334.

FRIEDMAN, H.L., JOHNSON, R.A., MILLER, B., SALEM, D.R. et PARNAS, R.S. (1995). In-plane movement of liquids through curved fabrics structures. I) Experimental approach. Proceedings of the ASME IMECE 95, 817-827.

FRIEDMAN, H.L., JOHNSON, R.A., MILLER, B., SALEM, D.R. et PARNAS, R.S. (1997). Forced in-plane flow through complex deformable structures: influence of an imposed curve. Polymer Composites, 18, 663-671.

GELIN, J.C. et BORR, M. (1995). Modelling the glass fiber fabrics preforming before resin transfer moulding. Proceedings of ICAC 95, 456-465.

HAN, K., NI, J., TOTH, J., LEE, J. et GREENE, J.P. (1999). Analysis of an injection/compression liquid composite molding process. Polymer Composites, 19, 487-496.

LEBRUN, G. et GAUVIN, R. (1995). Heat transfer analysis in a heated mold during the impregnation phase of the resin transfer molding process. Journal of Materials Processing & Manufacturing Science, 4, 81-94.

MORTENSEN, F. et THOMSEN, O.T. (1999). A simple approach for the analysis of embedded ply drops in composite and sandwich laminates. Composites Science and Technology, 59, 1213-1226.

PARNAS, R.S., SCHULTHEISZ, C.R. et RANGANATHAN, S. (1996). Hydrodynamically induced preform deformation. Polymer Composites, 17, 5-10.

RANGANATHAN, S., EASTERLING, R.G., ADVANI, S.G. et PHELAN, F.R. (1998). The effect of micro-structure variations on the permeability of preform materials. Polymer & Polymer Composites, 6, 63-73.

REMACLE, J.F., BRÉARD, J. et TROCHU, F. (1999). Numerical simulation of mould filling for three-dimensional composite parts. Proceedings of FPCM-5, 81-90.

ROBITAILLE, F., CLAYTON, B.R., LONG, A.C., SOUTER, B.J. et RUDD, C.D. (1999). Geometric modelling of industrial preforms: woven and braided textiles. Accepté pour publication dans Proceedings of the institution of mechanical engineers part L, Journal of materials: design & applications.

ROBITAILLE, F., CLAYTON, B.R., LONG, A.C., SOUTER, B.J. et RUDD, C.D. (1999). Geometric modelling of industrial preforms: warp-knitted textiles. Soumis pour publication dans Proceedings of the institution of mechanical engineers part L, Journal of materials: design & applications.

SOZER, E.M., BICKERTON, S. et ADVANI, S.G. (1999). Modelling and control of liquid composite mold filling process, Proceedings of FPCM-5, 109-124.

SPAID, M.A.A. et PHELAN, F.R. (1997). Lattice Boltzmann methods for modeling microscale flow in fibrous porous media. Physics of Fluids, 9, 2468-2474.

SPAID, M.A.A. et PHELAN, F.R. (1998). Modeling void formation dynamics in fibrous porous media with the lattice Boltzmann method. Composites Part A, 29A, 749-755.

STEENKAMER, D.A., WILKINS, D.J. et KARBHARI, V.M. (1995). The influence of preform joints on the processing of RTM composites. Composites Manufacturing, 6, 23-34.

TAKANO, N., ZAKO, M., YOSHIOKA, T. et TERADA, K. (1999). Homogenization method to predict three-dimensional permeabilities considering micro-macro and solid-fluid interactions. Proceedings of ICCM-12, article no. 1092.

TAN, P., TONG, L. et STEVEN, G.P. (1999). Models for predicting thermomechanical properties of three-dimensional orthogonal woven composites. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 18, 151-185.

TROCHU, F., GAUVIN, R., GAO, D.M. et BOUDREAULT, J.F. (1994). RTMFLOT – An integrated software environment for the computer simulation of the resin transfer molding process. Journal of reinforced plastics and composites, 13, 262-270.

TUCKER, C.L.III (1996). Heat transfer and reaction issues in liquid composite molding. Polymer Composites, 17, 60-72.

YU, Y.W., LIU, T.J., HSU, C.L. et YANG, Y.S. (1999). A hybrid 3D/2D finite element technique for polymer processing operations. Polymer Engineering and Science, 39, 44-54.

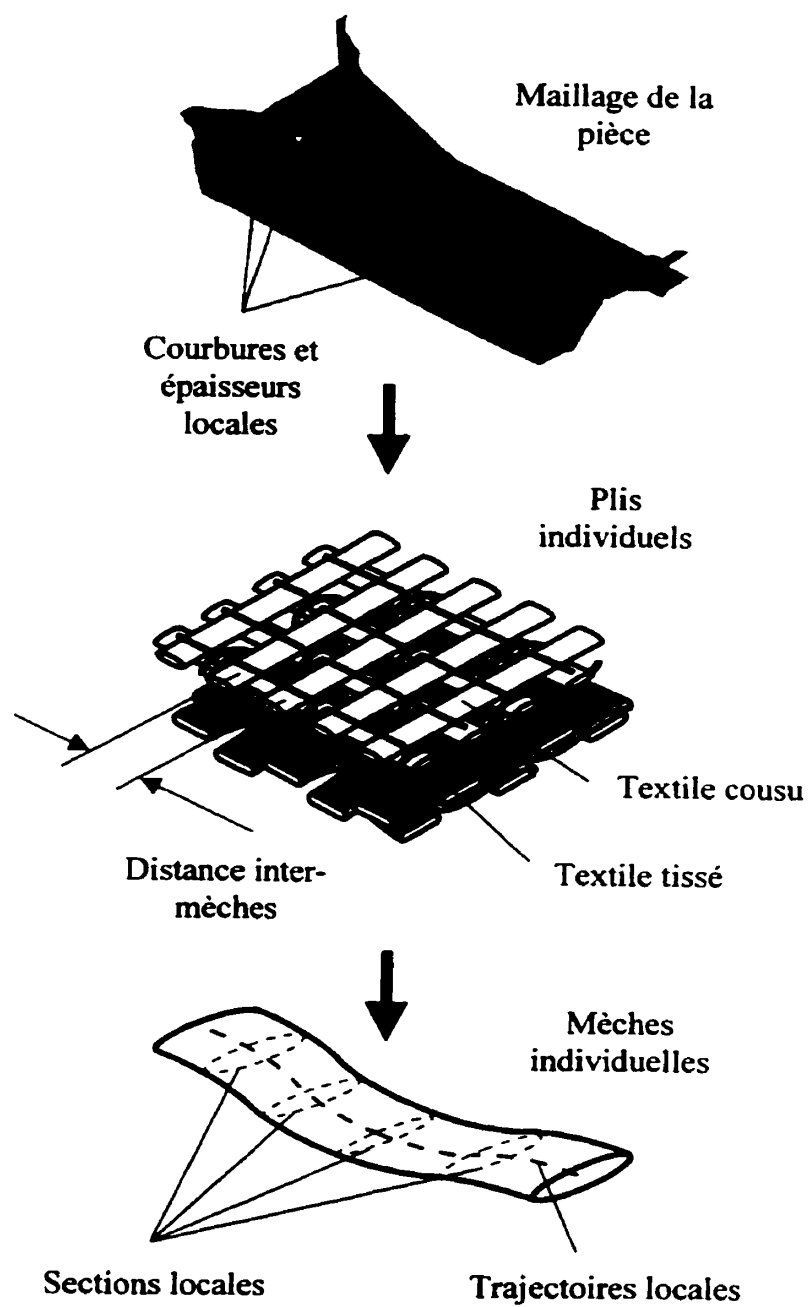
## 6.6 Tables

**Table 6.1 Vecteurs représentant un textile tissé plan**

<i>Ct</i>	<i>Cp</i>	<i>LN</i>	Origine	Extrémité
1	1	1	[ 0 , 0 , 2 ]	[ 0.003 , 0 , 1 ]
1	1	2	[ 0 , 0 , 3 ]	[ 0.003 , 0 , 2 ]
2	1	1	[ 0 , 0.004 , 1 ]	[ 0.003 , 0.004 , 2 ]
2	1	2	[ 0 , 0.004 , 2 ]	[ 0.003 , 0.004 , 3 ]
3	1	1	[ 0 , 0.006 , 2 ]	[ 0.003 , 0.006 , 1 ]
3	1	2	[ 0 , 0.006 , 3 ]	[ 0.003 , 0.006 , 2 ]
1	2	1	[ 0.003 , 0 , 1 ]	[ 0.007 , 0 , 1 ]
1	2	2	[ 0.003 , 0 , 2 ]	[ 0.007 , 0 , 2 ]
2	2	1	[ 0.003 , 0.004 , 2 ]	[ 0.007 , 0.004 , 2 ]
2	2	2	[ 0.003 , 0.004 , 3 ]	[ 0.007 , 0.004 , 3 ]
3	2	1	[ 0.003 , 0.006 , 1 ]	[ 0.007 , 0.006 , 1 ]
3	2	2	[ 0.003 , 0.006 , 2 ]	[ 0.007 , 0.006 , 2 ]
1	3	1	[ 0.007 , 0 , 1 ]	[ 0.012 , 0 , 2 ]
1	3	2	[ 0.007 , 0 , 2 ]	[ 0.012 , 0 , 3 ]
2	3	1	[ 0.007 , 0.004 , 2 ]	[ 0.012 , 0.004 , 1 ]
2	3	2	[ 0.007 , 0.004 , 3 ]	[ 0.012 , 0.004 , 2 ]
3	3	1	[ 0.007 , 0.006 , 1 ]	[ 0.012 , 0.006 , 2 ]

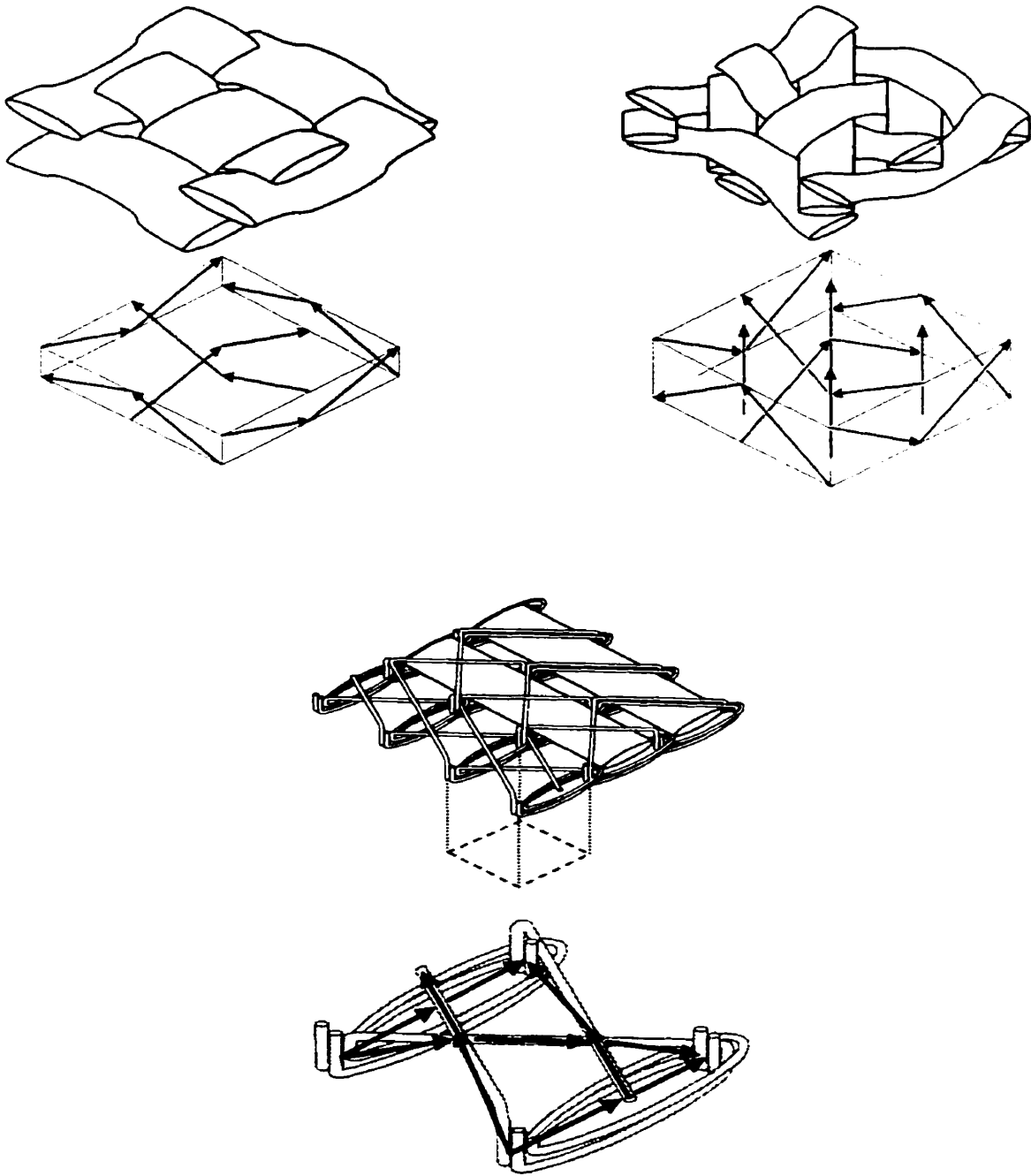
3	3	2	[ 0.007 , 0.006 , 2 ]	[ 0.012 , 0.006 , 3 ]
1	1	3	[ 0 , 0 , 1 ]	[ 0 , 0.004 , 3 ]
2	1	3	[ 0 , 0.004 , 3 ]	[ 0 , 0.006 , 1 ]
1	2	3	[ 0.003 , 0 , 3 ]	[ 0.003 , 0.004 , 1 ]
2	2	3	[ 0.003 , 0.004 , 1 ]	[ 0.003 , 0.006 , 3 ]
1	3	3	[ 0.007 , 0 , 3 ]	[ 0.007 , 0.004 , 1 ]
2	3	3	[ 0.007 , 0.004 , 1 ]	[ 0.007 , 0.006 , 3 ]
1	4	3	[ 0.012 , 0 , 1 ]	[ 0.012 , 0.004 , 3 ]
2	4	3	[ 0.012 , 0.004 , 3 ]	[ 0.012 , 0.006 , 1 ]

## 6.7 Figures



**Figure 6.1** Échelles de définition géométrique des préformes.





**Figure 6.2** Représentations vectorielles de structures textiles.

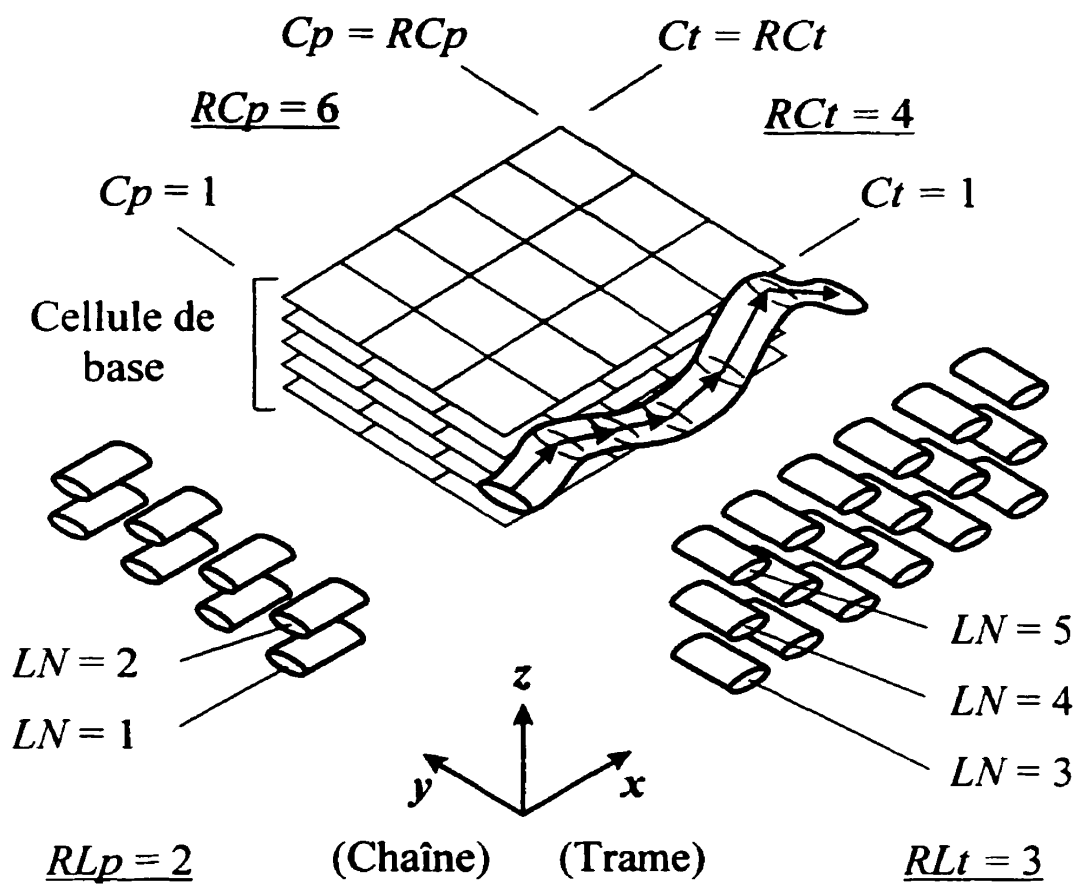


Figure 6.3 Paramètres définissant les structures tissées planes.

$$\mathbf{WP}(1, 1) = [3, 1, 4, 5, 2]$$

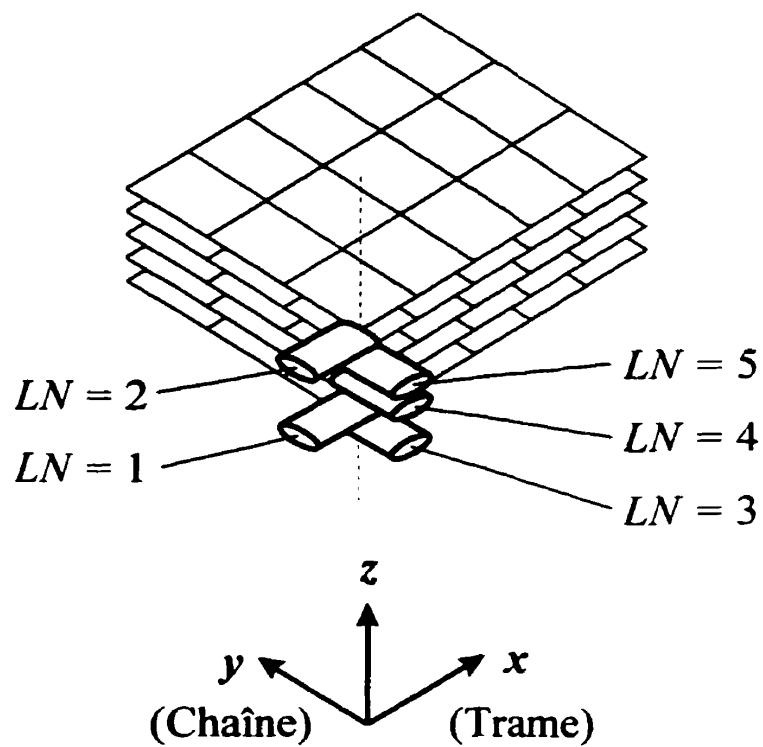
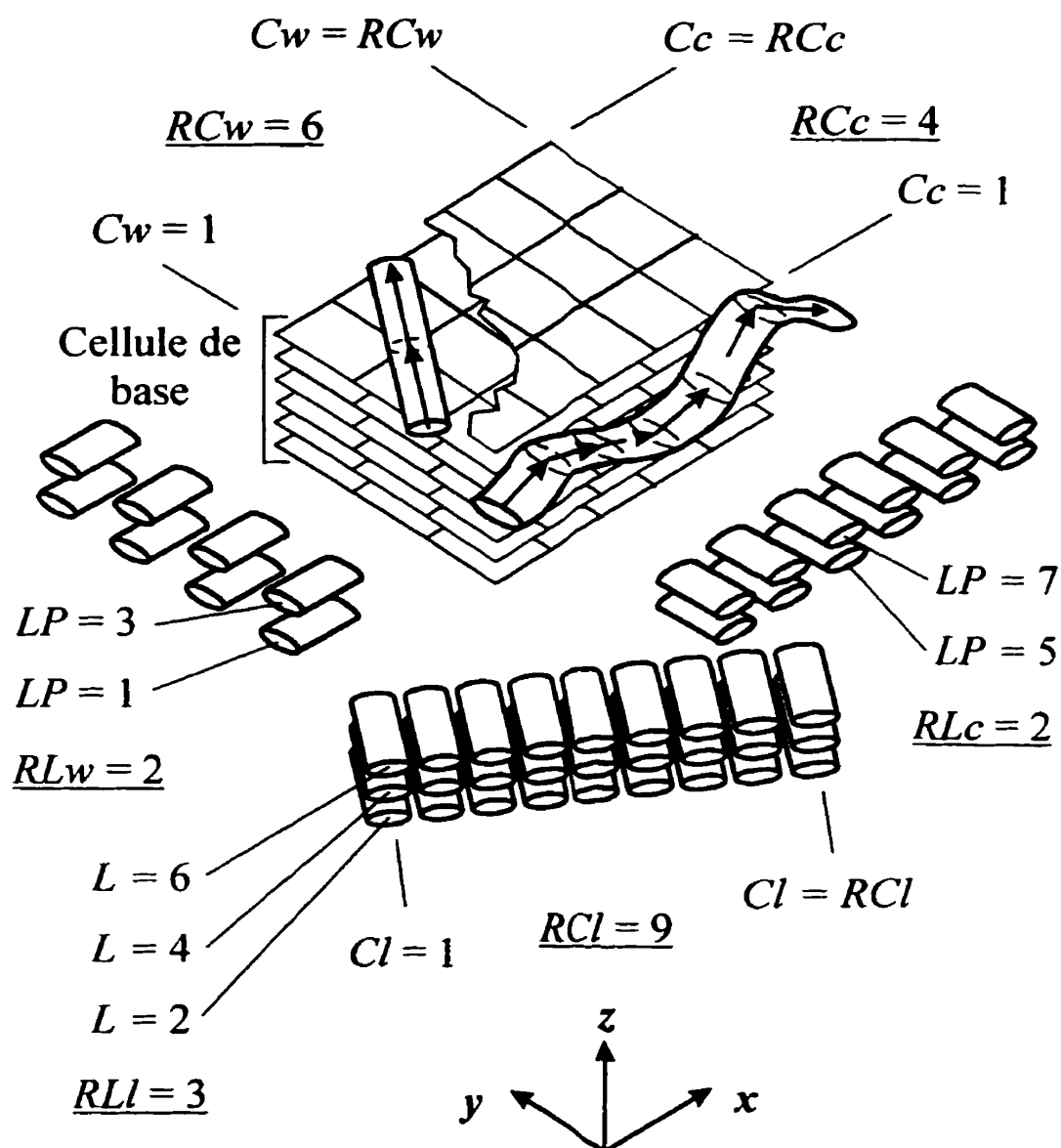
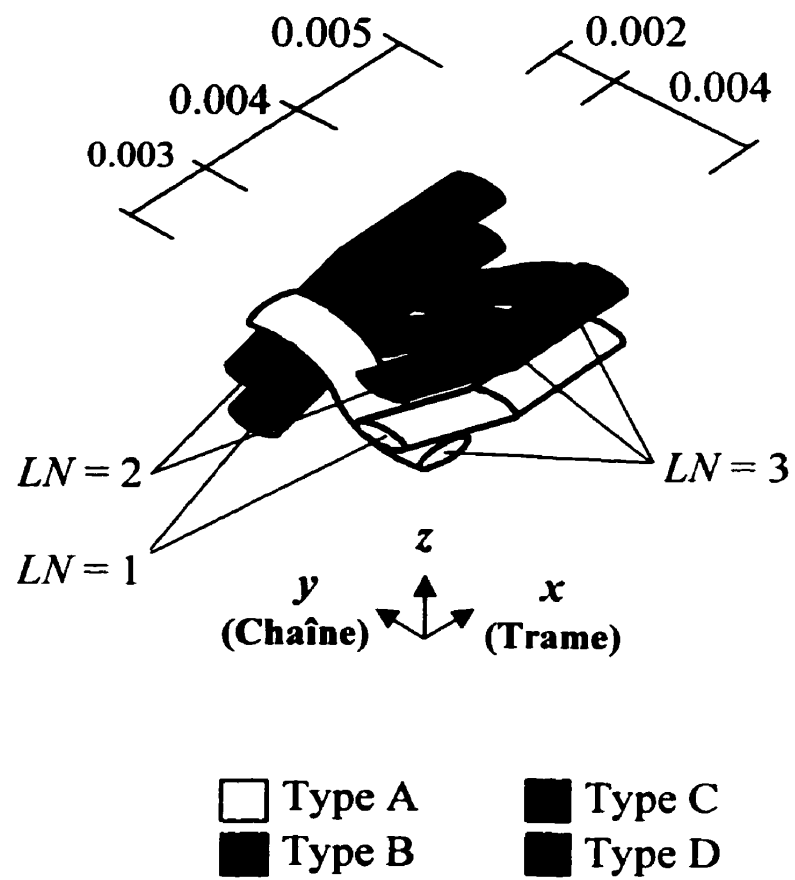


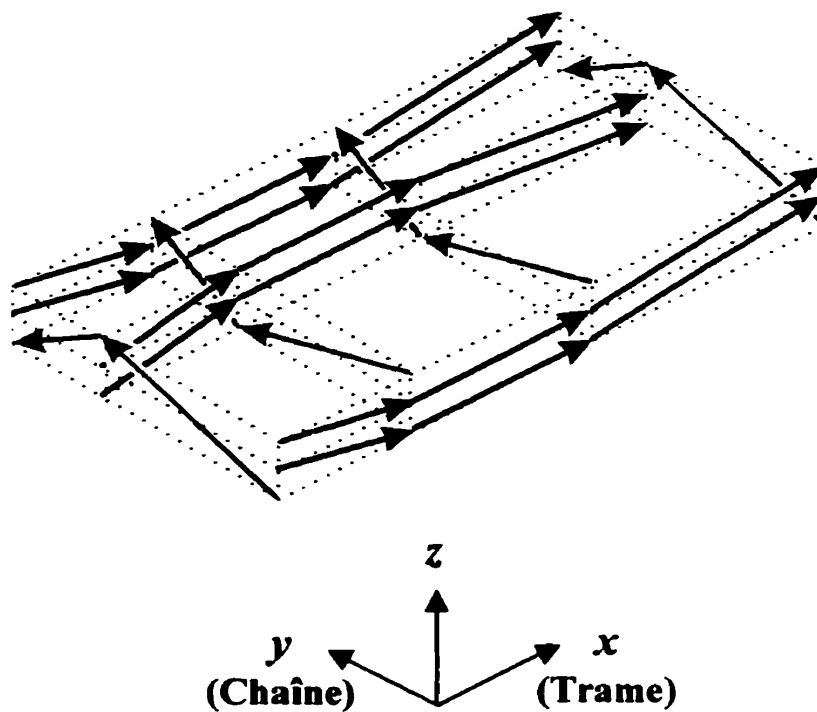
Figure 6.4 Exemple, vecteur  $\mathbf{WP}(Cp, Ct)$ .



**Figure 6.5 Paramètres définissant les structures tressées planes.**

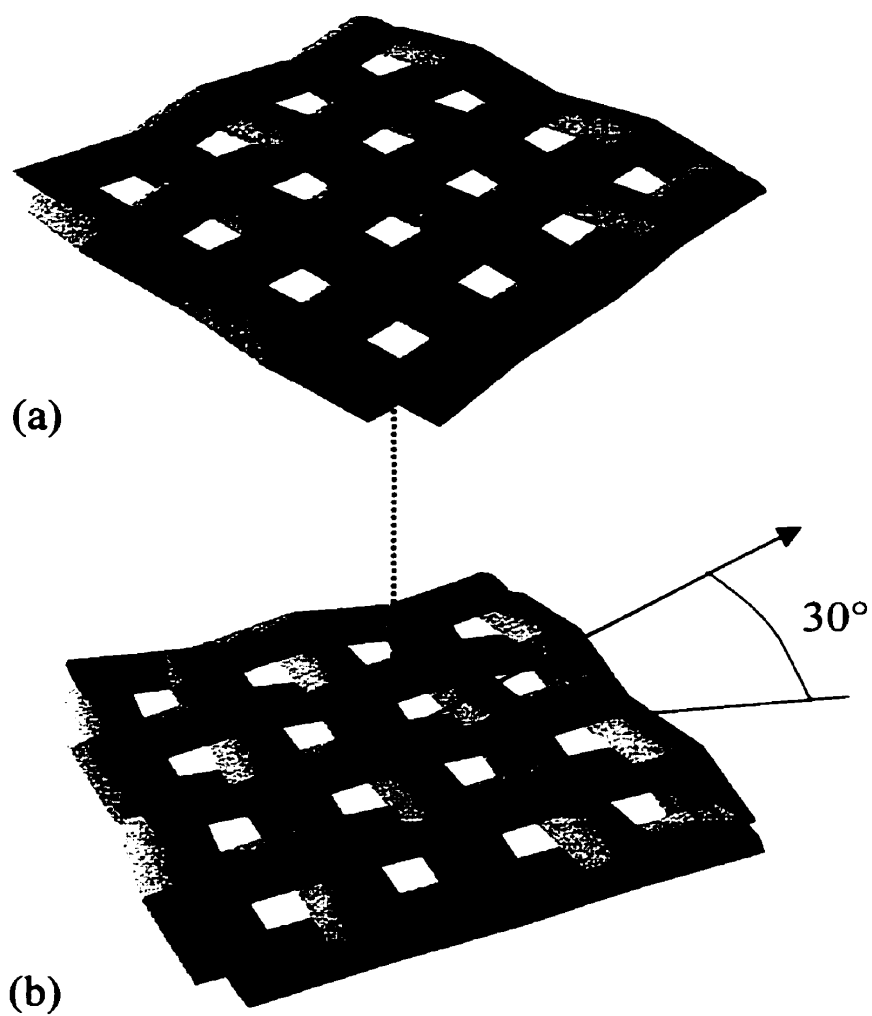


**Figure 6.6** Exemple, cellule de base d'un textile tissé.

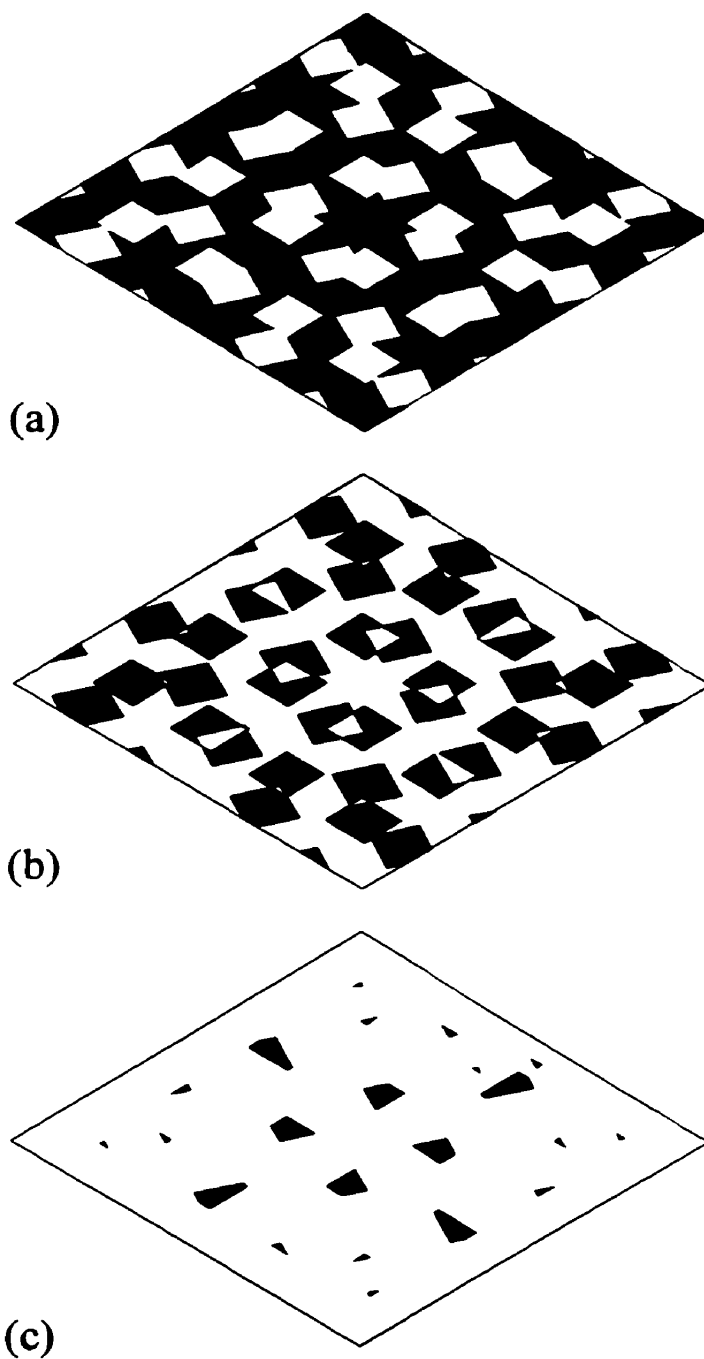


		<b><i>WP</i></b>		
<i>C<sub>t</sub></i>	<i>C<sub>p</sub></i>	1	2	3
1		[3,1,2]	[1,2,3]	[1,2,3]
2		[1,2,3]	[3,1,2]	[3,1,2]

**Figure 6.7** Vecteurs  $WP(C_p, C_t)$  pour un textile tissé.

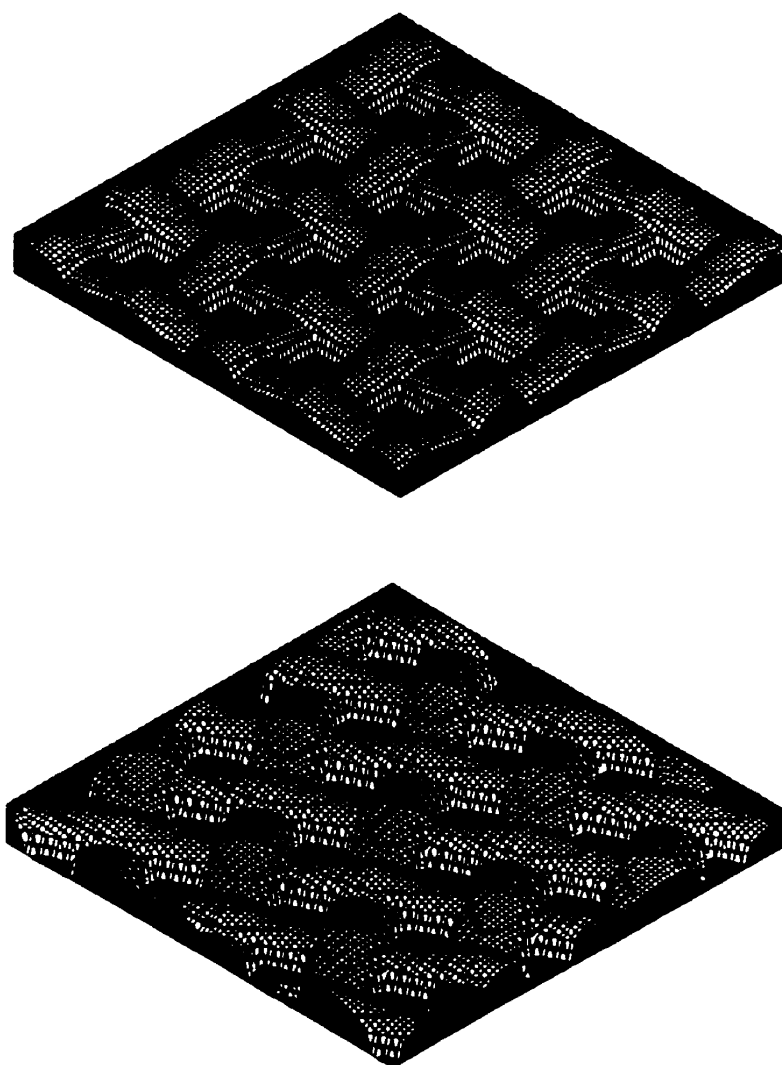


**Figure 6.8** Plis tissés superposés à 30°.

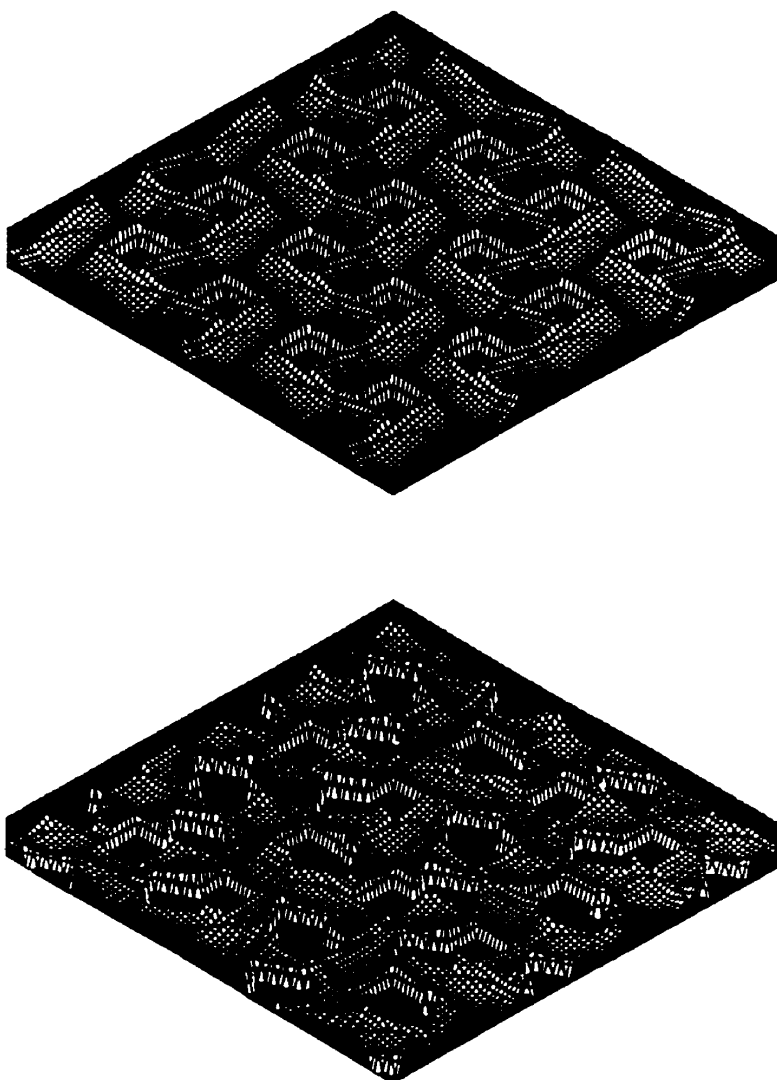


**Figure 6.9** Domaines de présence de mèches provenant de deux plis (a) et d'un seul pli (b); domaine d'absence de mèches (c).

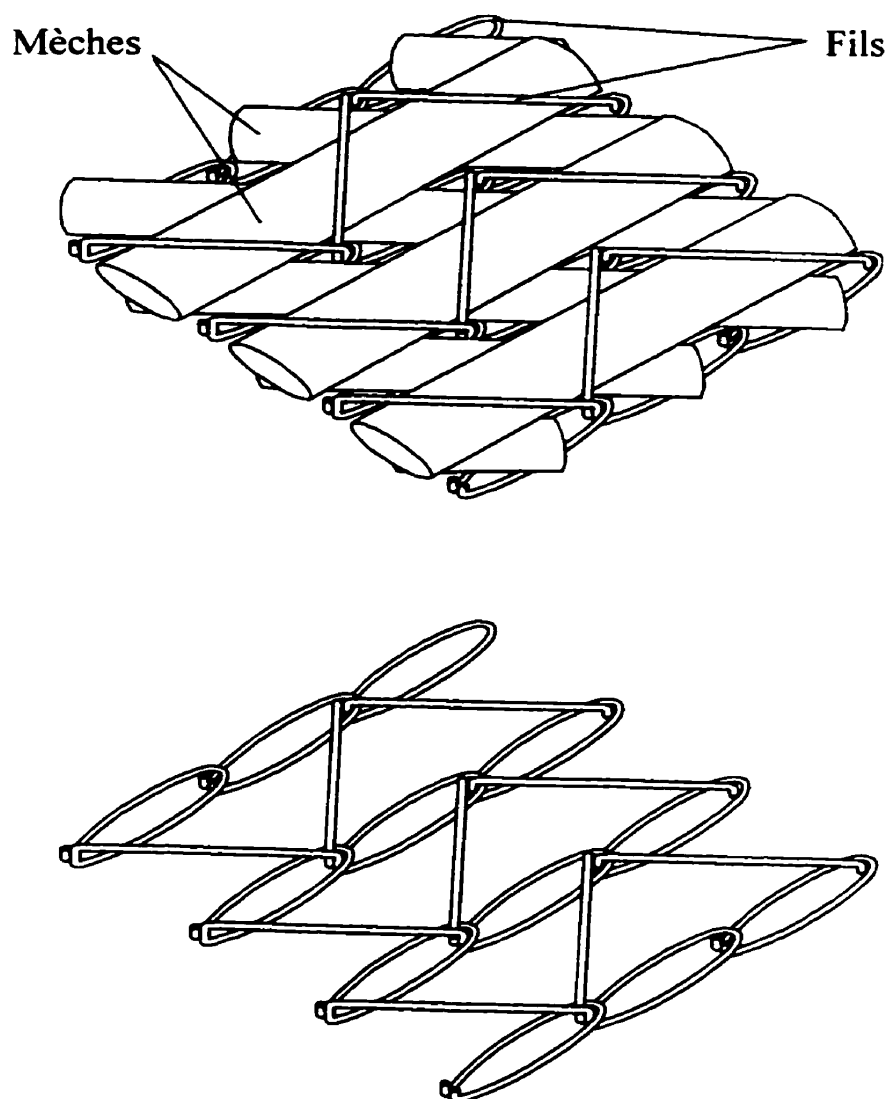




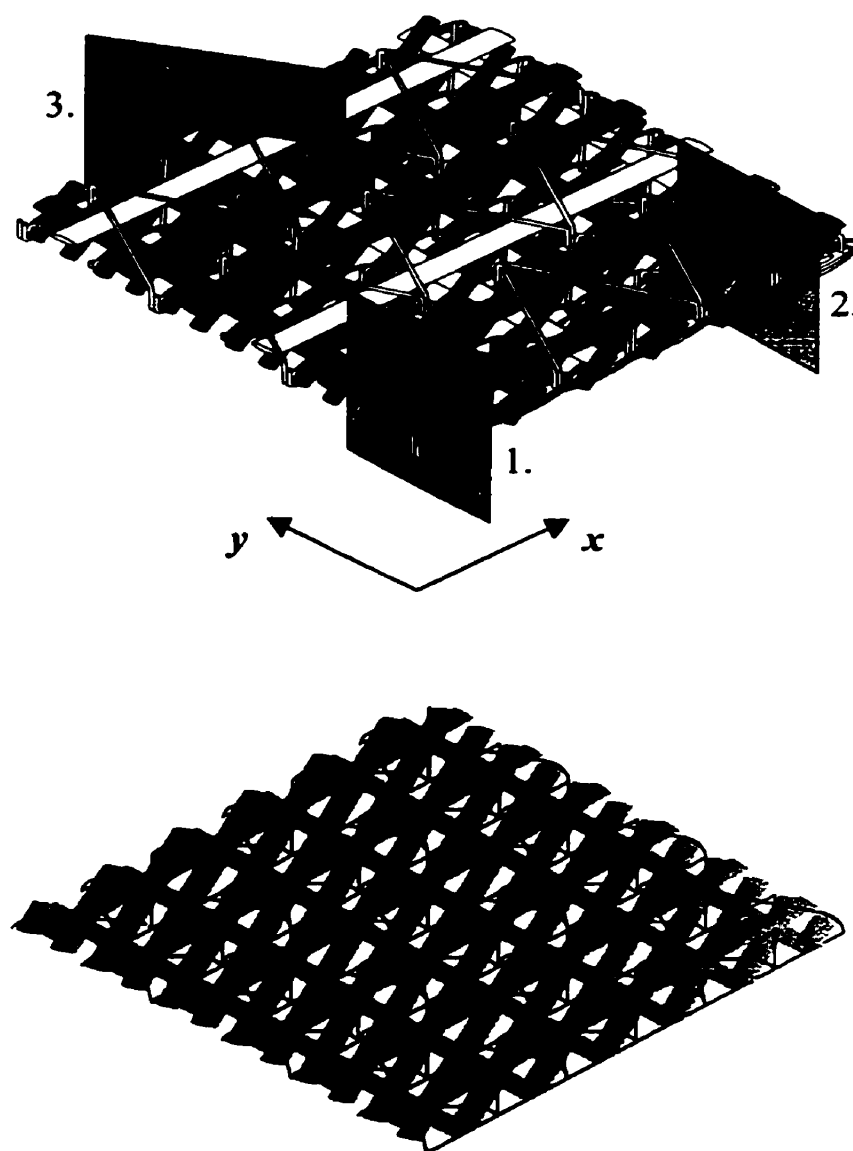
**Figure 6.10** Valeurs locales de l'épaisseur des plis.



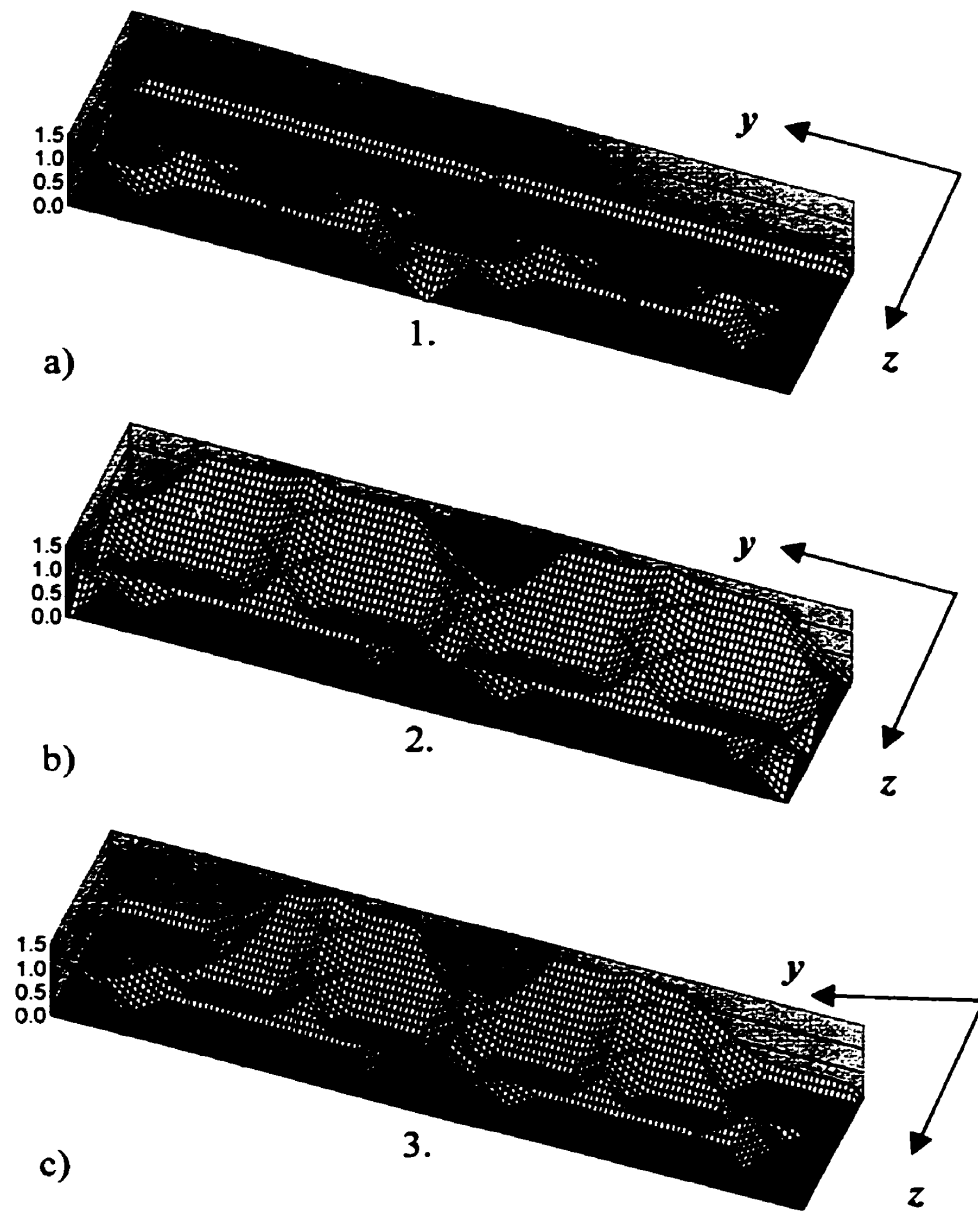
**Figure 6.11** Hauteur libre.



**Figure 6.12** Structure textile non-entrelacée plane assemblée par un fil cousu.



**Figure 6.13** Images initiale et générée d'un textile non-entrelacé.



**Figure 6.14 Distance aux éléments textiles sur trois plans.**

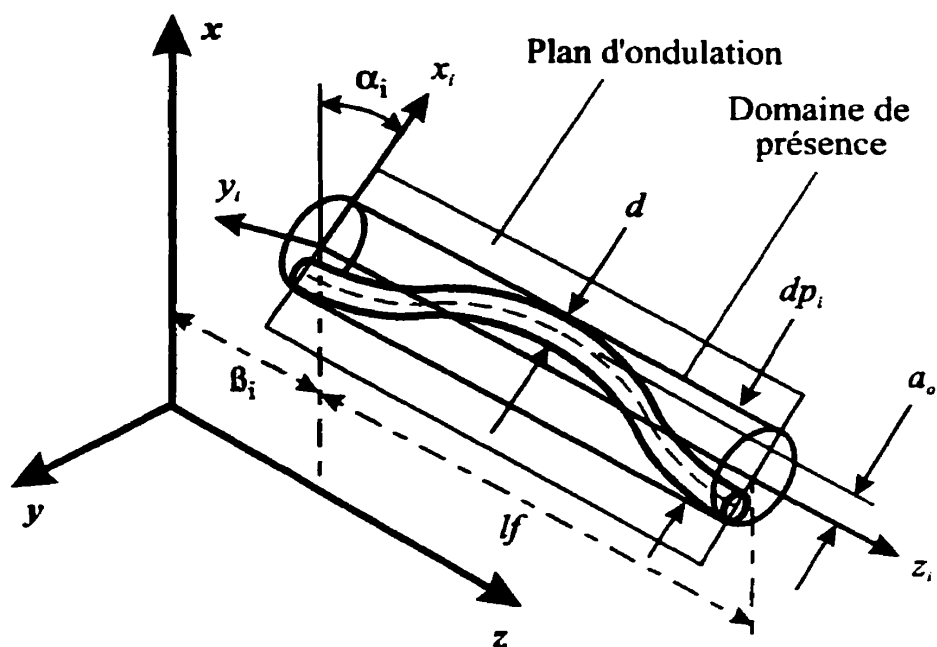


Figure 6.15 Fibre simple *i*.

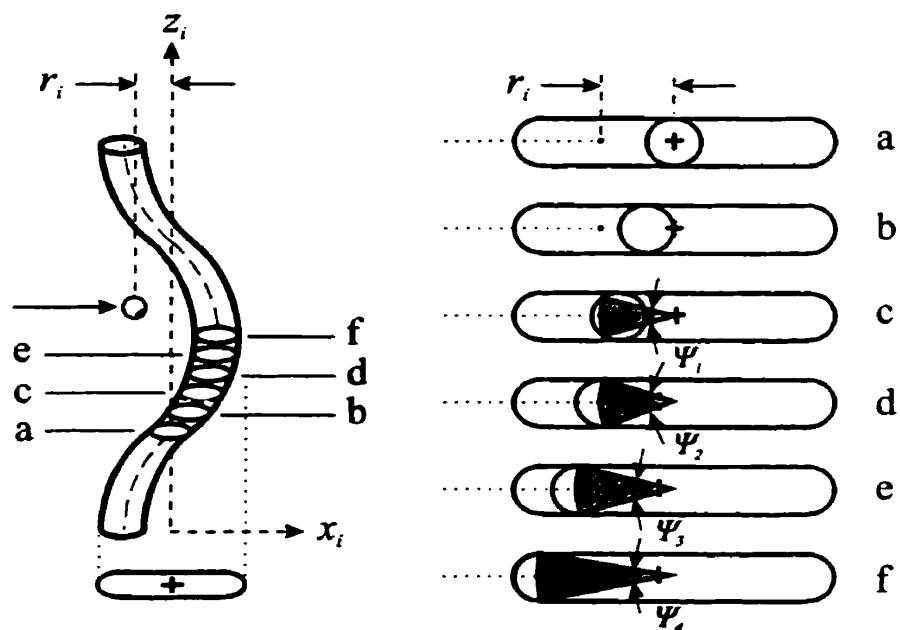


Figure 6.16 Particule sur une trajectoire radiale vers l'axe moyen.

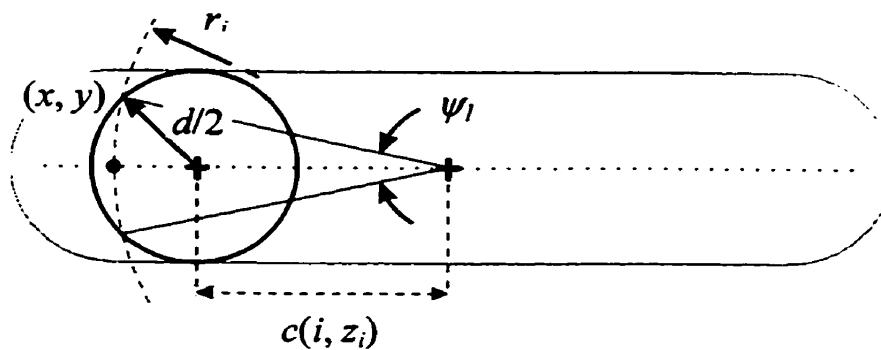


Figure 6.17 Cas de contact décrit par l'équation 6.14a.

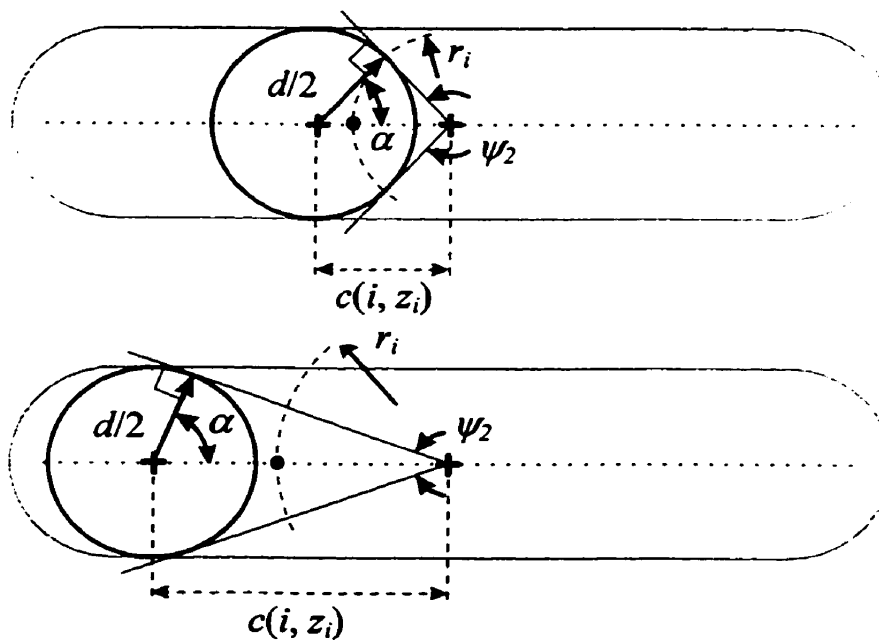
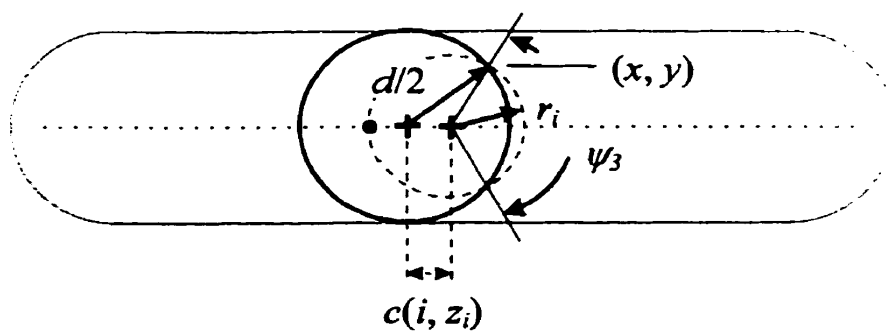
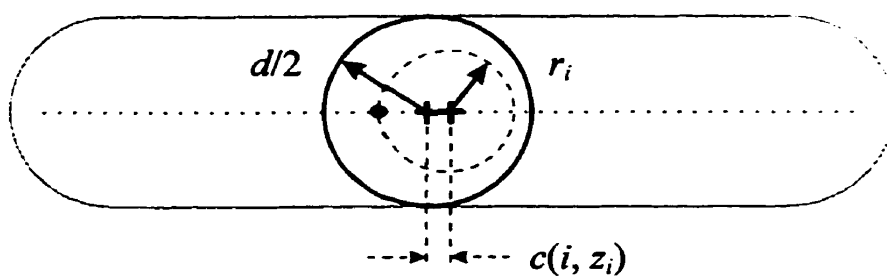


Figure 6.18 Cas de contact décrit par l'équation 6.14b.

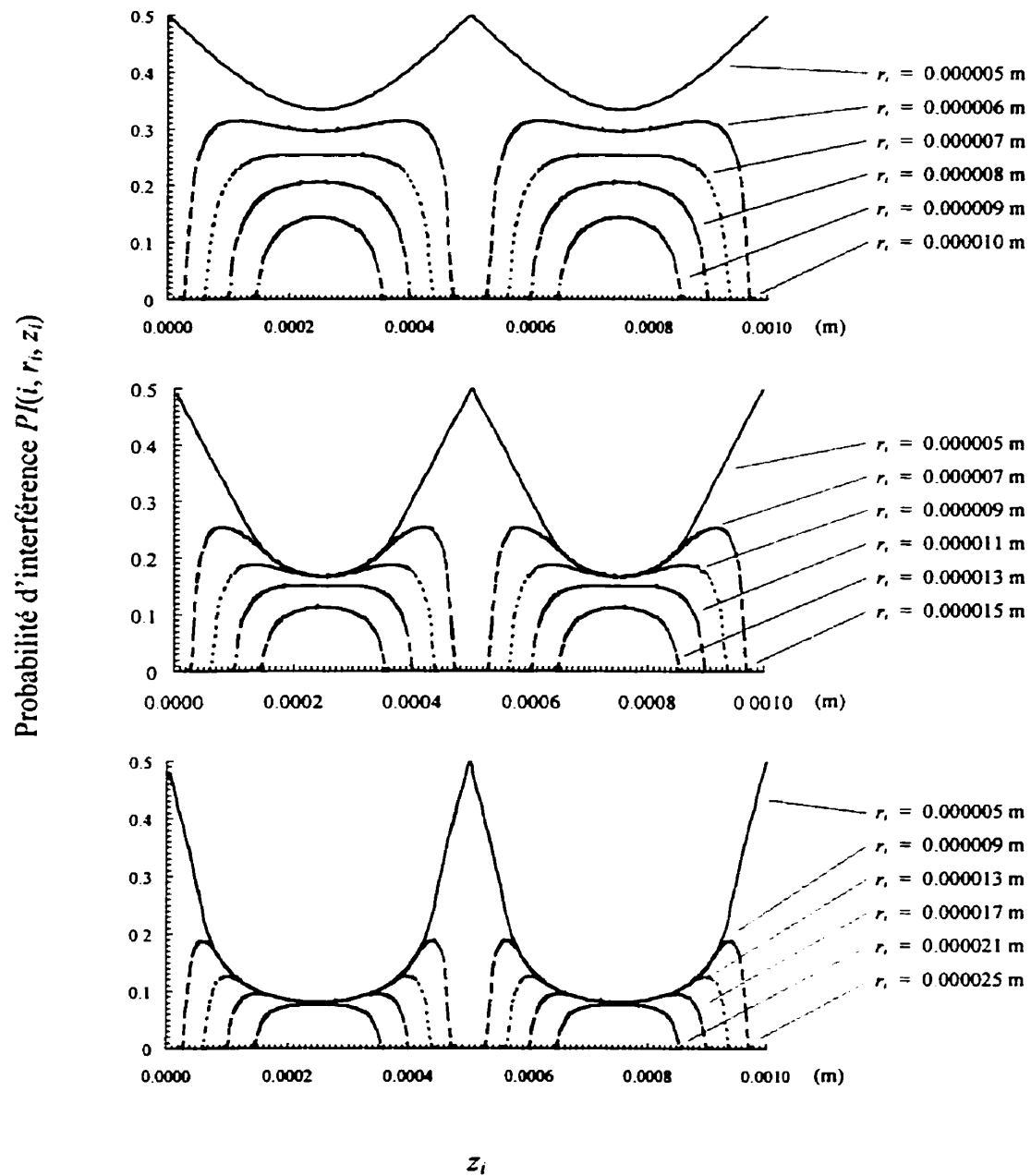


**Figure 6.19** Cas de contact décrit par l'équation 6.14c.

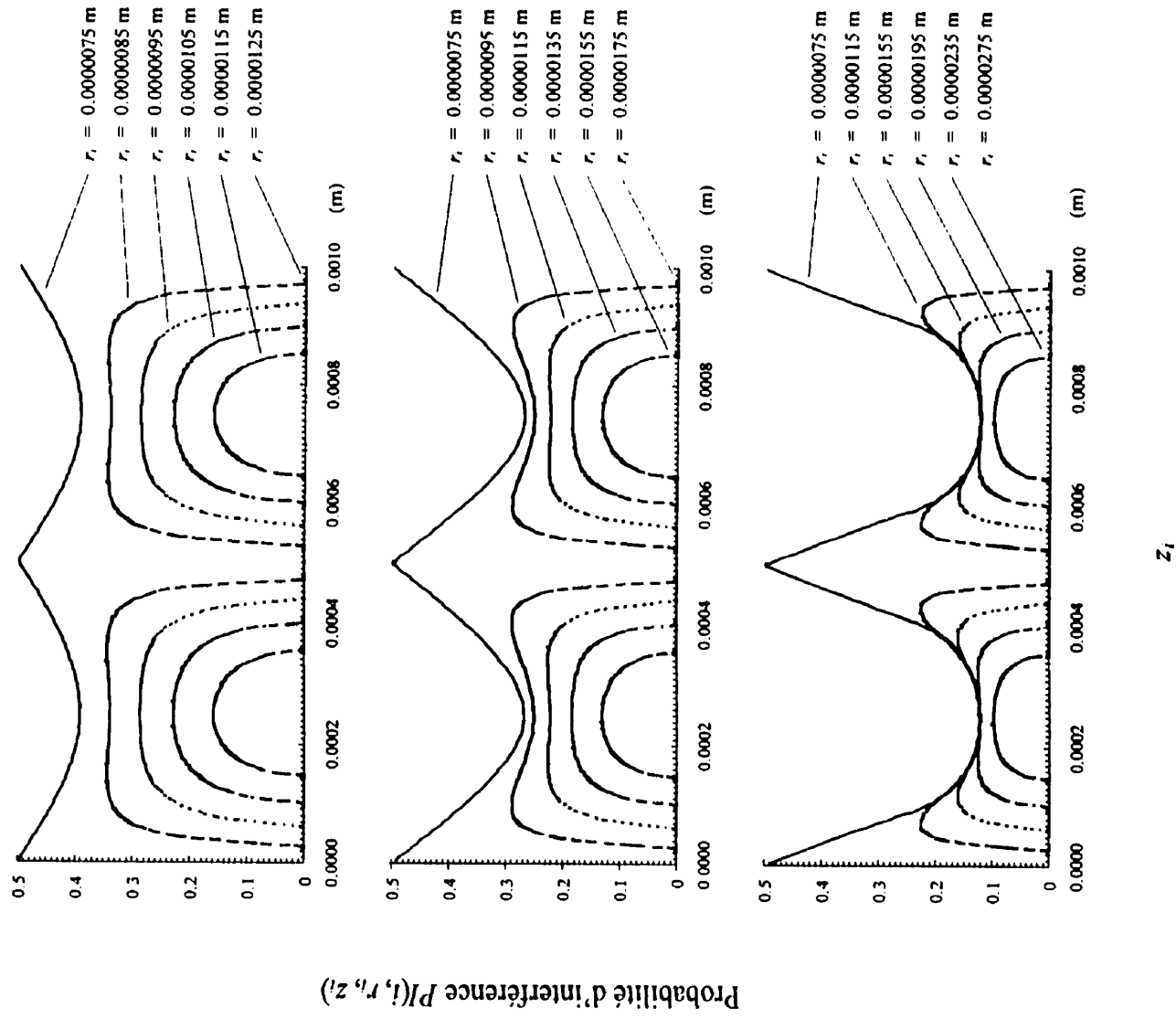


**figure 6.20** Cas de contact décrit par l'équation 6.14d.

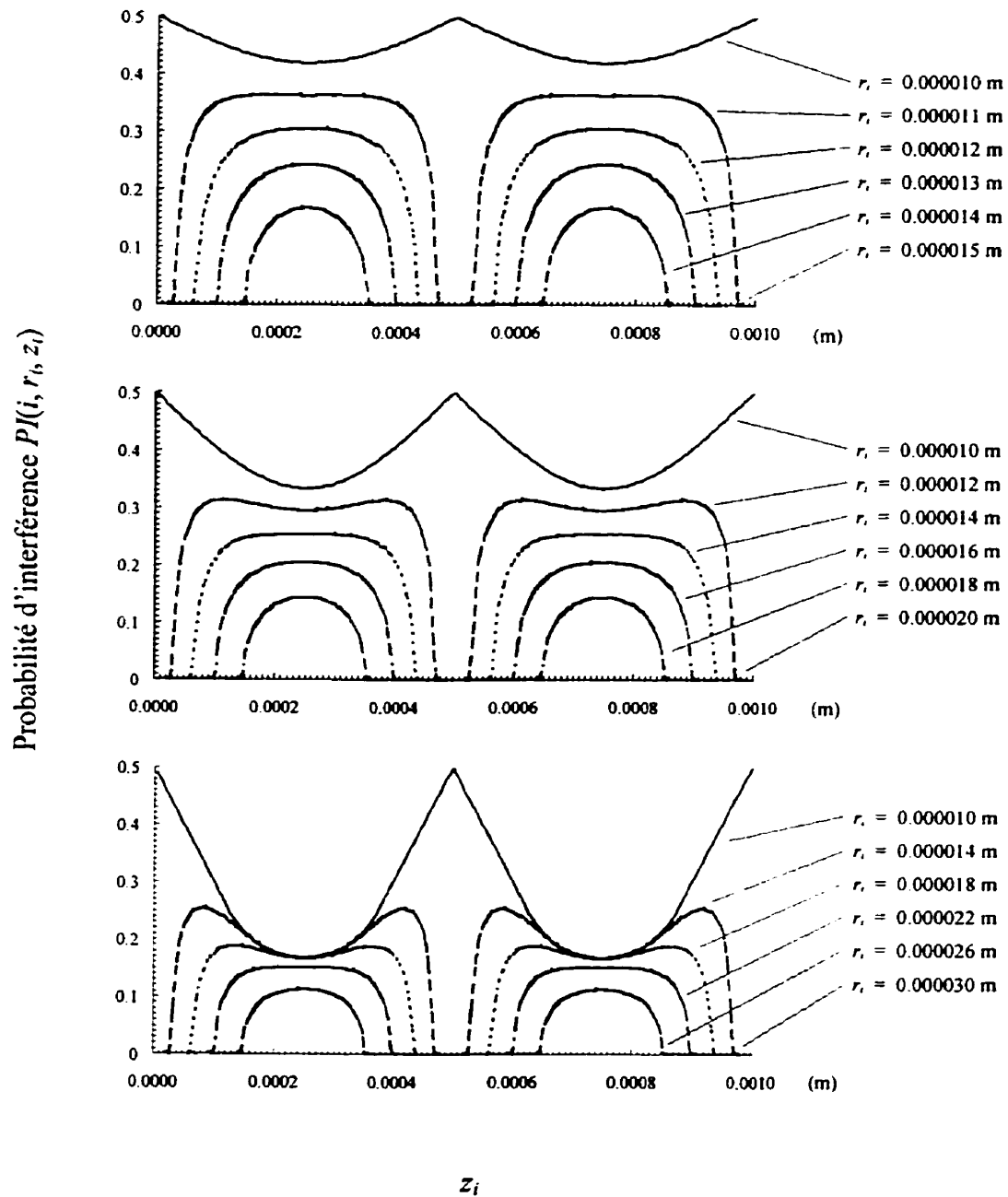




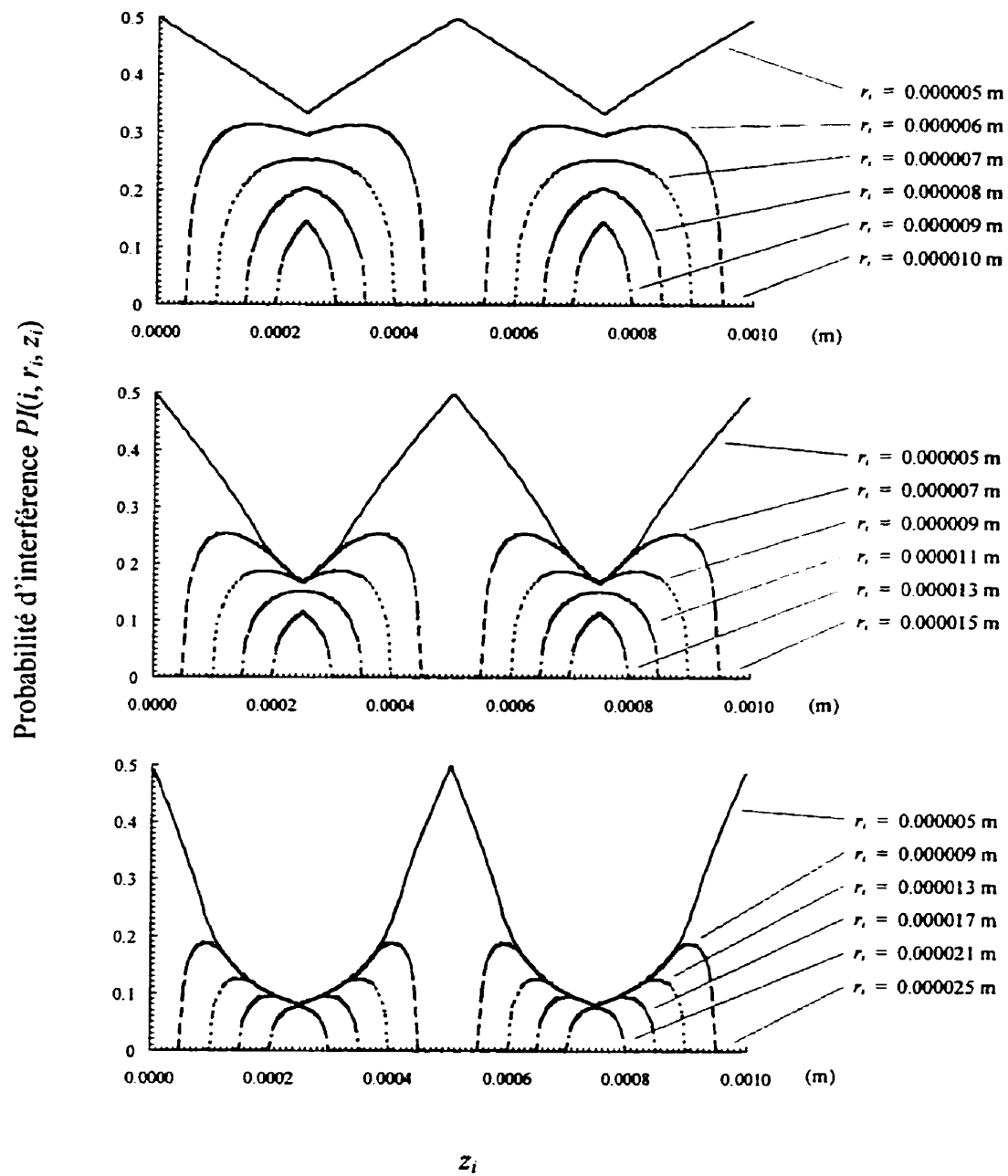
**Figure 6.21** Probabilités d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$  pour une fonction d'ondulation sinusoïdale avec  $d = 0.000010$  m et  $a_o = 0.000005$  m,  $0.000010$  m,  $0.000020$  m ( $lf = 0.001$  m).



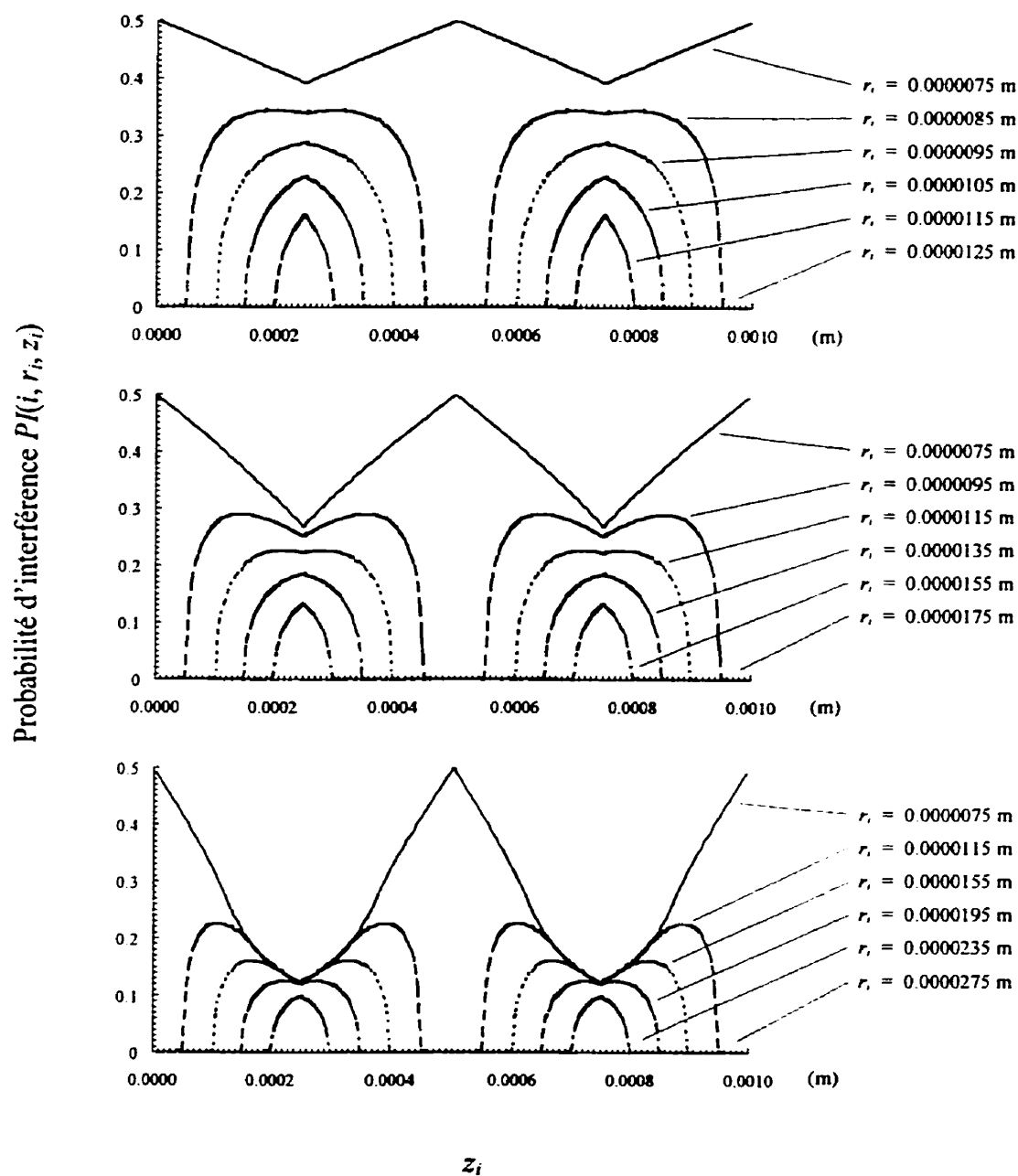
**Figure 6.22** Probabilités d'interférence  $PI(i, r_b, z_i)$  pour une fonction d'ondulation sinusoïdale avec  $d = 0.000015$  m et  $a_o = 0.000005$  m,  $0.000010$  m,  $0.000020$  m ( $lf = 0.001$  m).



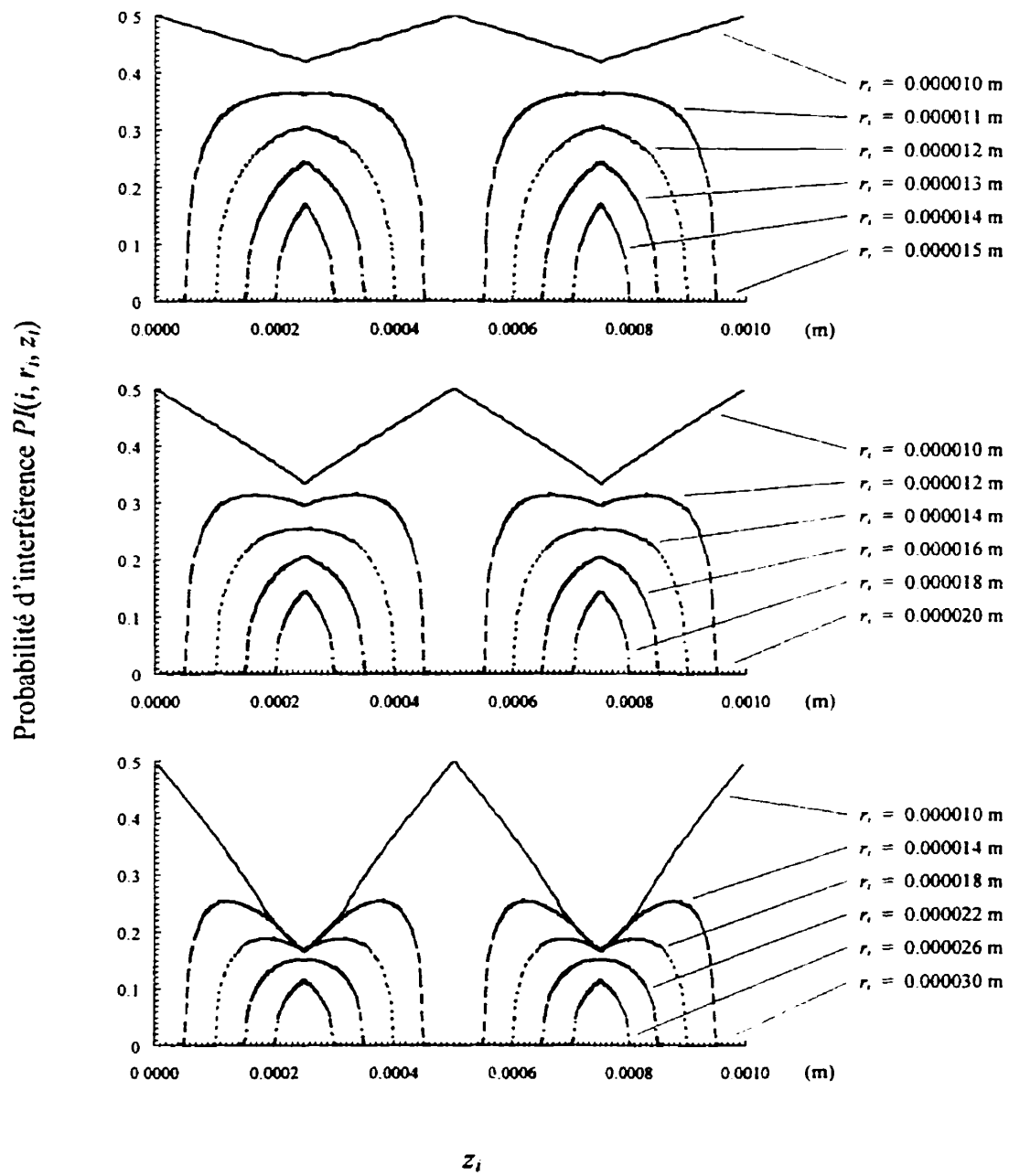
**Figure 6.23** Probabilités d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$  pour une fonction d'ondulation sinusoïdale avec  $d = 0.000020$  m et  $a_o = 0.000005$  m,  $0.000010$  m,  $0.000020$  m ( $lf = 0.001$  m).



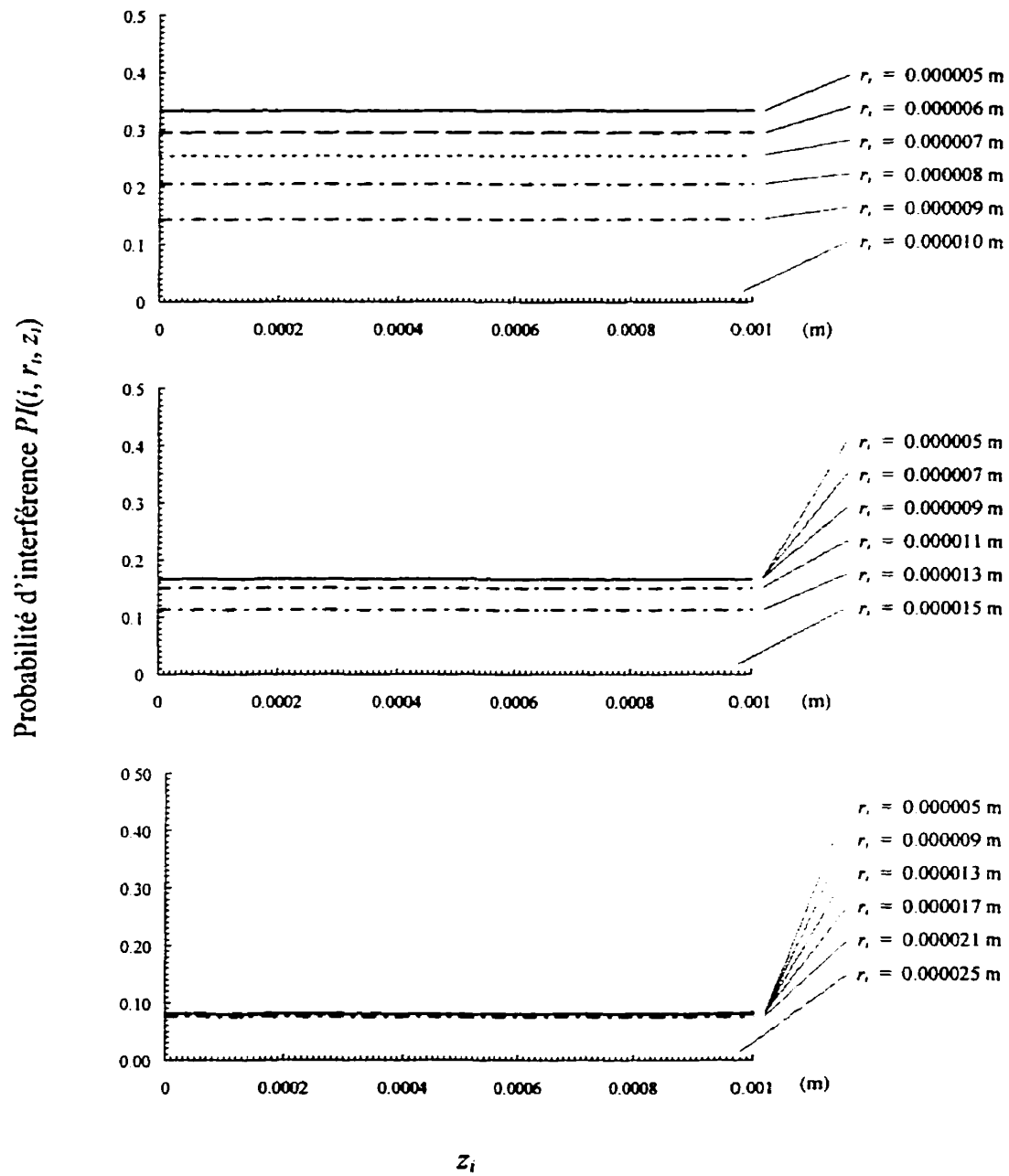
**Figure 6.24** Probabilités d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$  pour une fonction d'ondulation triangulaire avec  $d = 0.000010$  m et  $a_o = 0.000005$  m,  $0.000010$  m,  $0.000020$  m ( $lf = 0.001$  m).



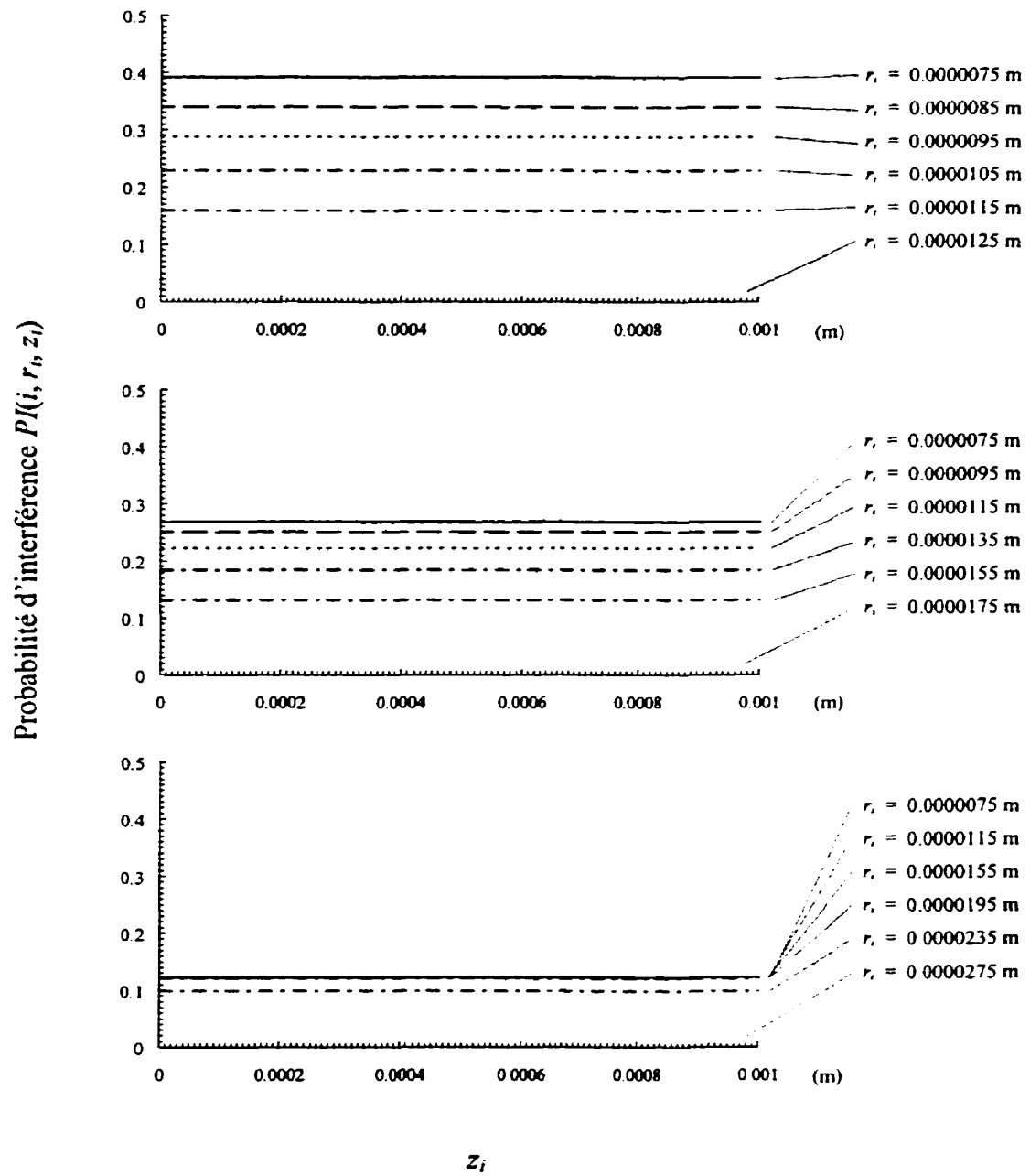
**Figure 6.25** Probabilités d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$  pour une fonction d'ondulation triangulaire avec  $d = 0.000015$  m et  $a_o = 0.000005$  m,  $0.000010$  m,  $0.000020$  m ( $lf = 0.001$  m).



**Figure 6.26** Probabilités d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$  pour une fonction d'ondulation triangulaire avec  $d = 0.000020$  m et  $a_o = 0.000005$  m,  $0.000010$  m,  $0.000020$  m ( $lf = 0.001$  m).

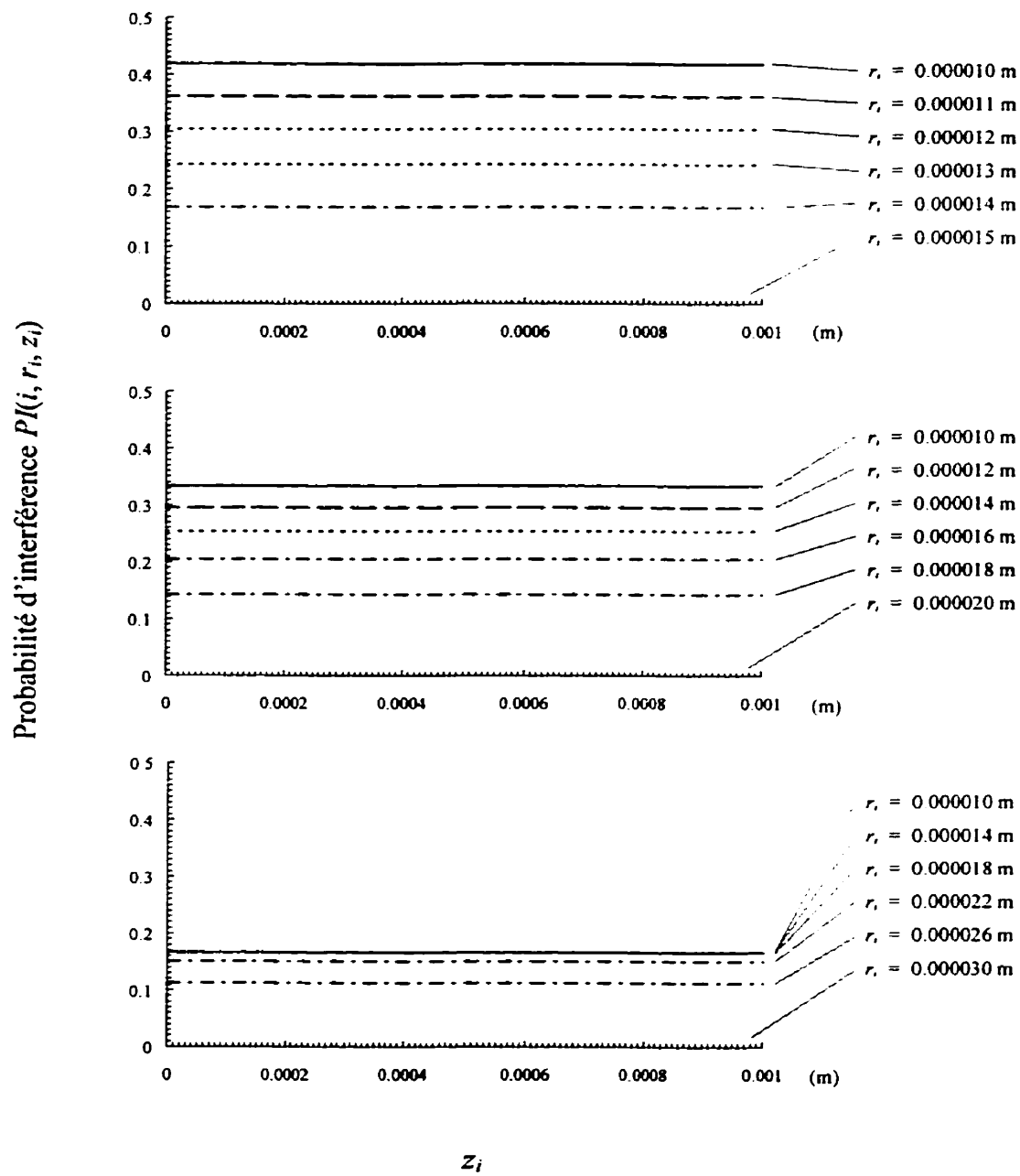


**Figure 6.27** Probabilités d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$  pour une fonction d'ondulation carrée avec  $d = 0.000010$  m et  $a_o = 0.000005$  m,  $0.000010$  m,  $0.000020$  m ( $lf = 0.001$  m).

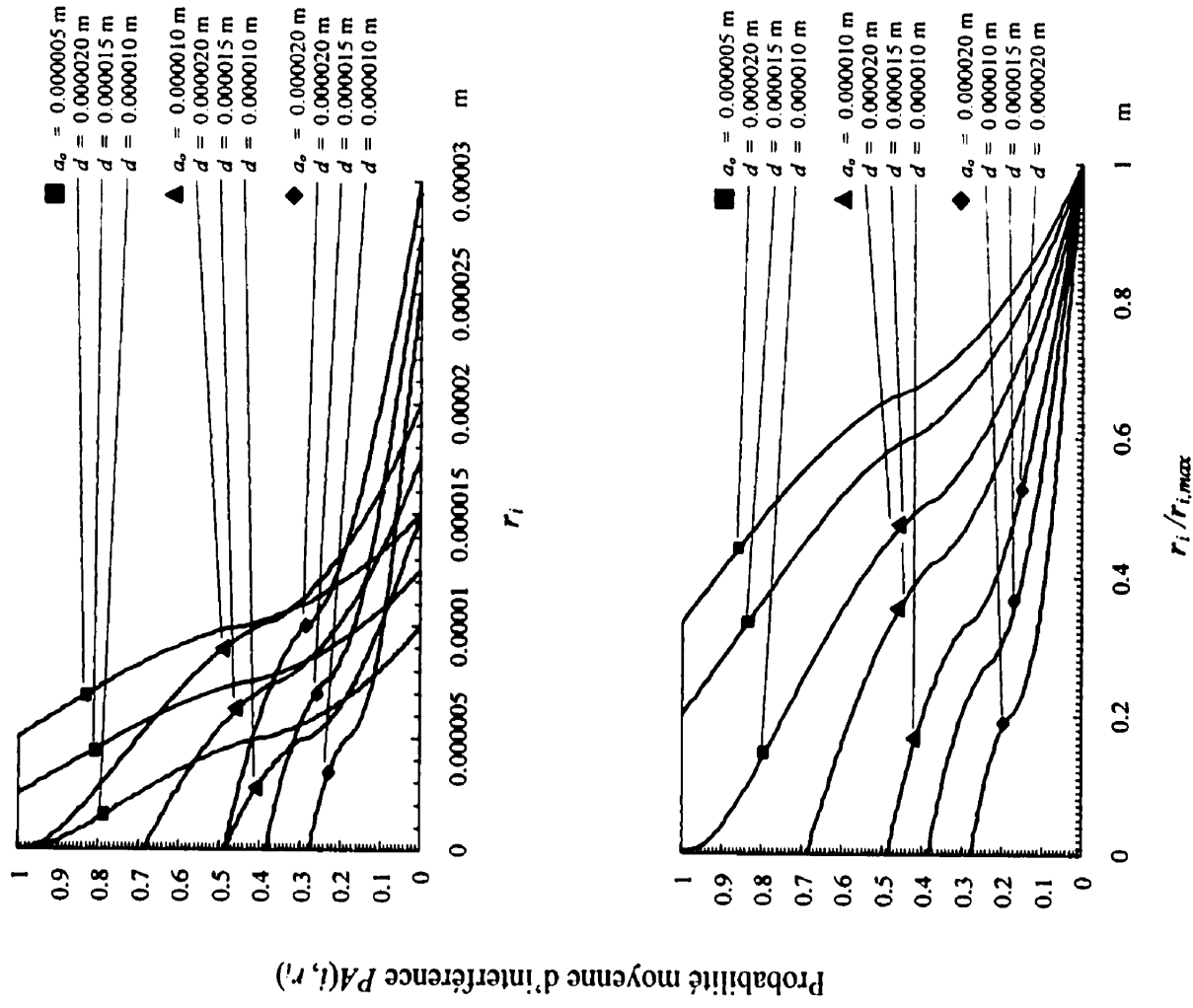


**Figure 6.28** Probabilités d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$  pour une fonction d'ondulation carrée avec  $d = 0.000015$  m et  $a_o = 0.000005$  m,  $0.000010$  m,  $0.000020$  m ( $lf = 0.001$  m).

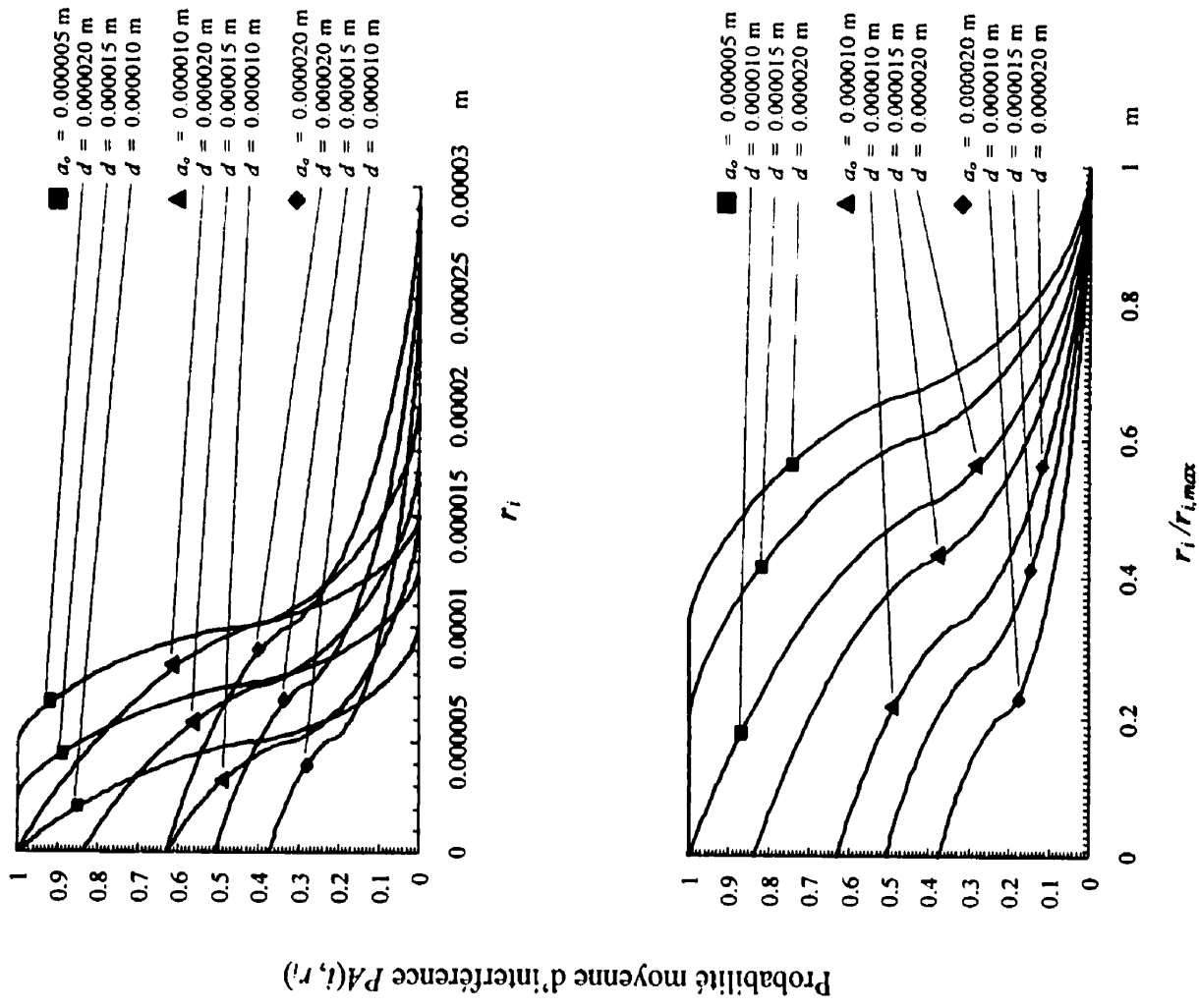




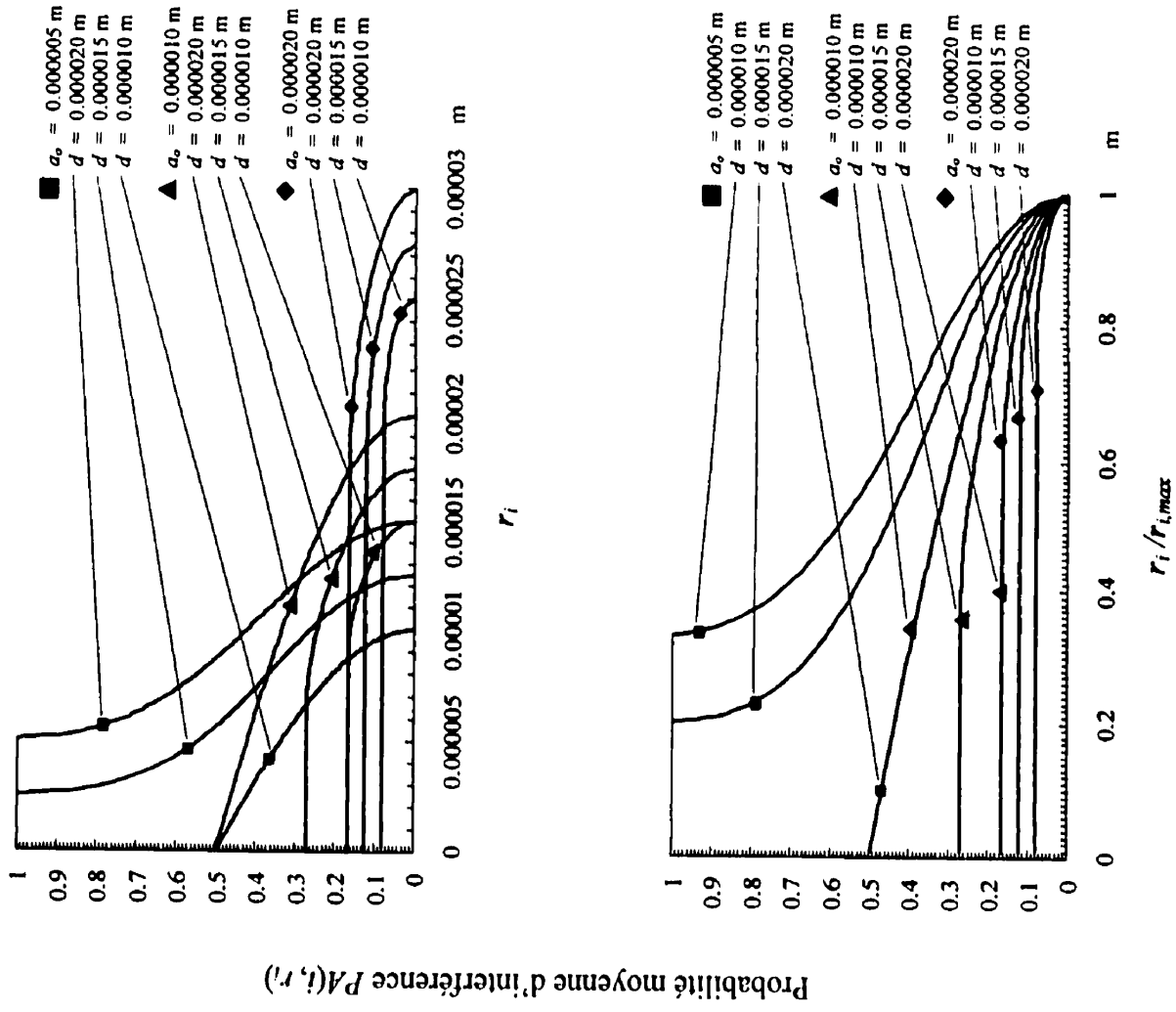
**Figure 6.29** Probabilités d'interférence  $PI(i, r_i, z_i)$  pour une fonction d'ondulation carrée avec  $d = 0.000020$  m et  $a_o = 0.000005$  m,  $0.000010$  m,  $0.000020$  m ( $lf = 0.001$  m).



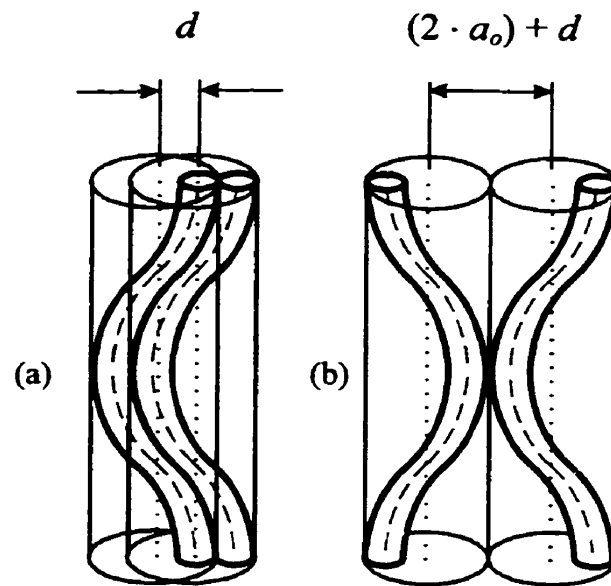
**Figure 6.30** Probabilités moyennes d'interférence  $PA(i, r_i)$  pour une fonction d'ondulation sinusoïdale ( $lf = 0.001 \text{ m}$ ); coordonnées réelles et normalisées.



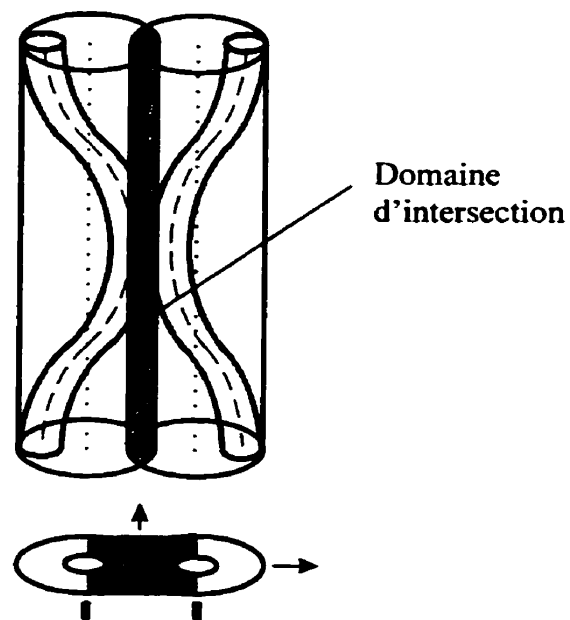
**Figure 6.31** Probabilités moyennes d'interférence  $PA(i, r_i)$  pour une fonction d'ondulation triangulaire ( $lf = 0.001$  m); coordonnées réelles et normalisées.



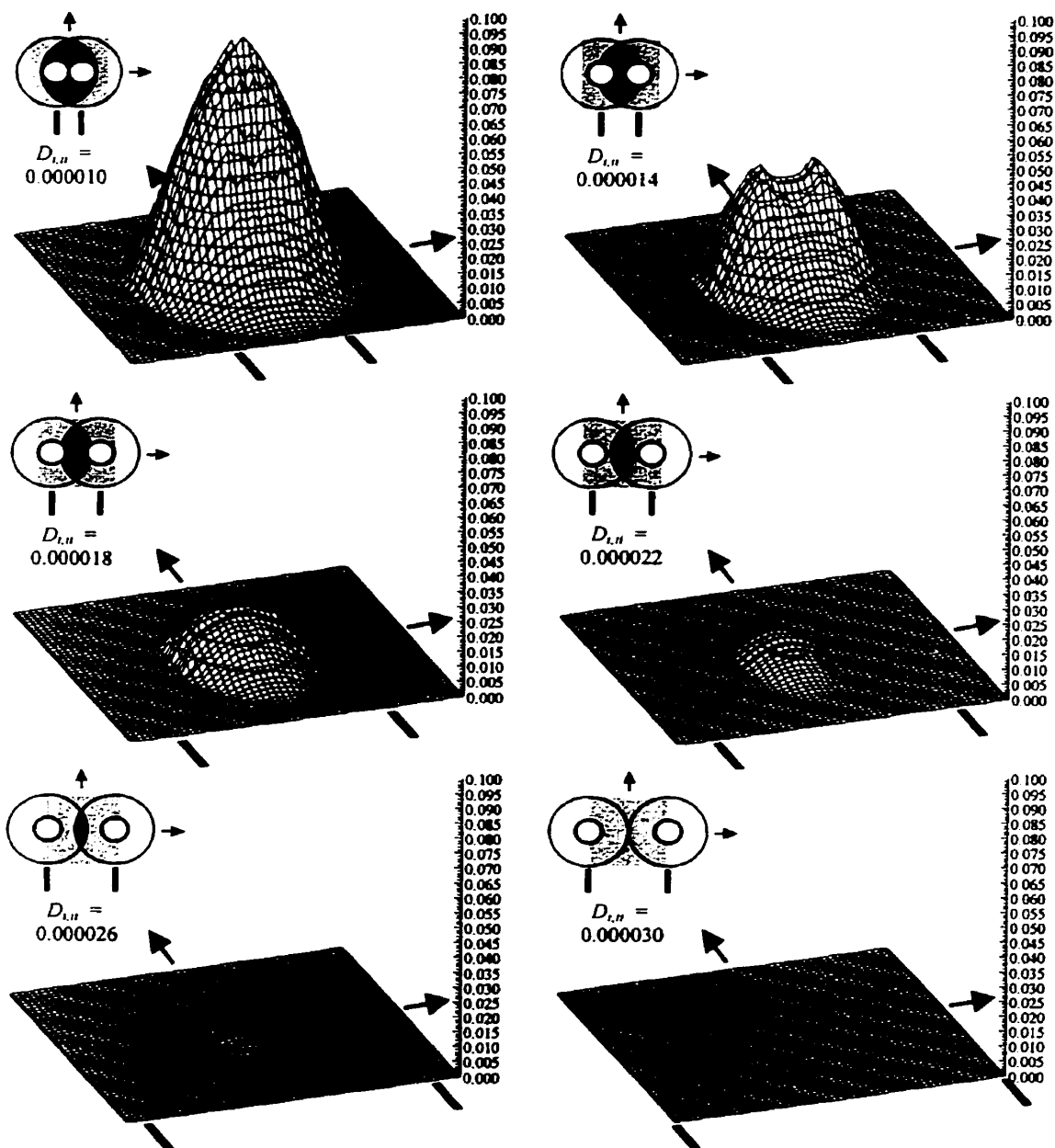
**Figure 6.32** Probabilités moyennes d'interférence  $PA(i, r_i)$  pour une fonction d'ondulation carrée ( $lf = 0.001$  m); coordonnées réelles et normalisées.



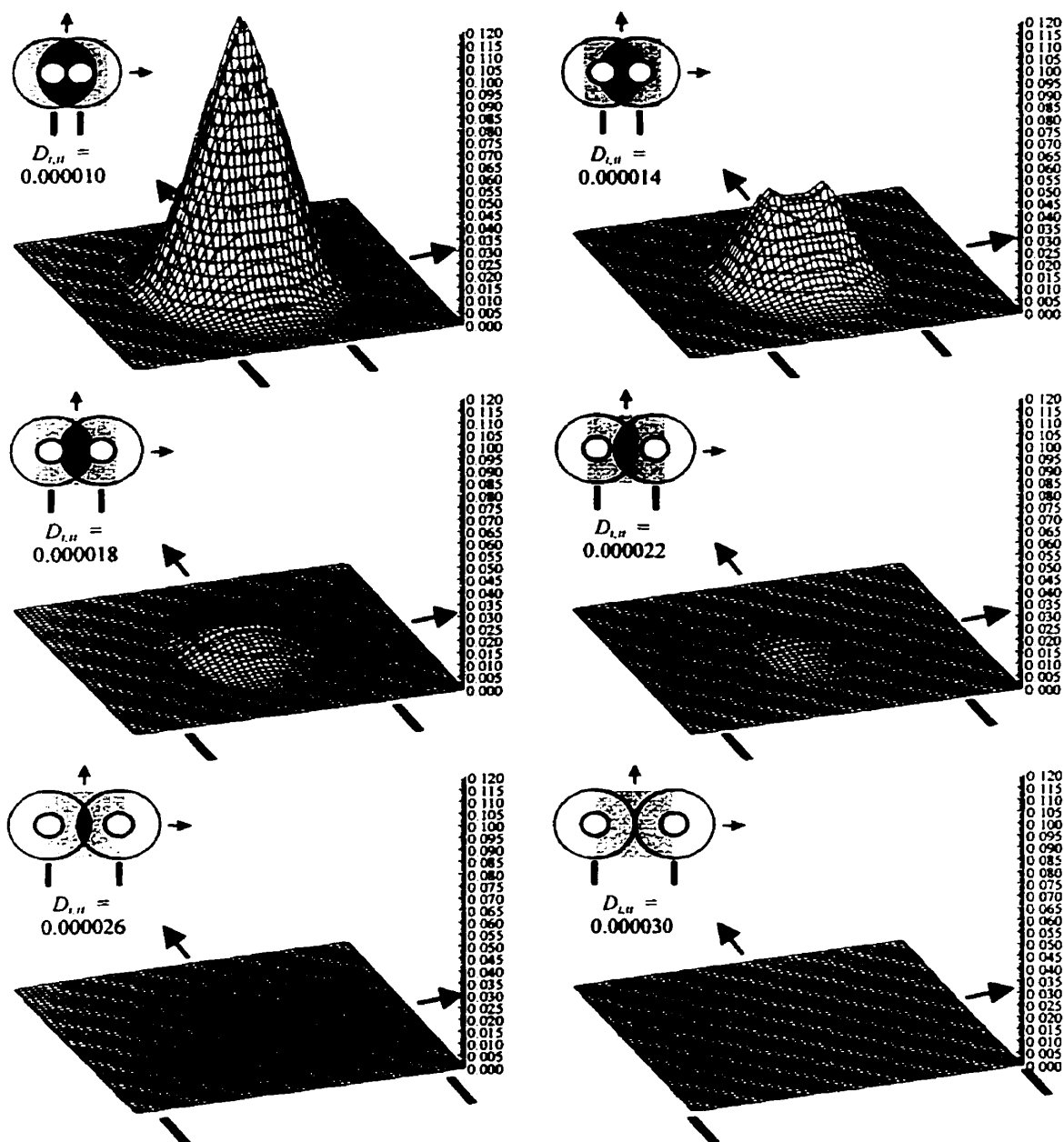
**Figure 6.33** Distances  $D_{i,\bar{i}}$  minimale et maximale séparant les axes moyens de deux fibres en contact.



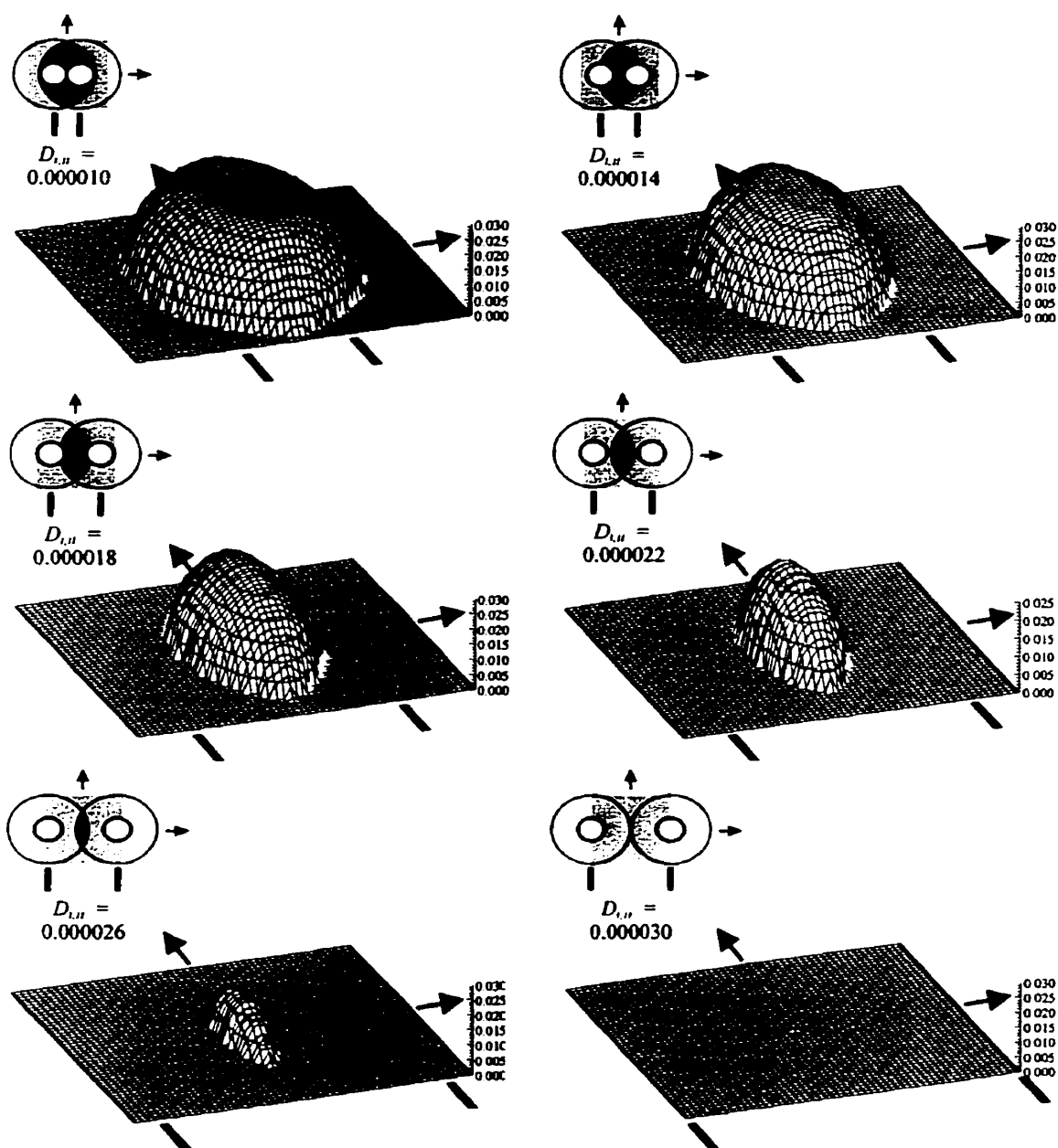
**Figure 6.34** Domaine d'intersection  $DI$ .



**Figure 6.35** Distribution de  $PC(x, y)$  pour une fonction d'ondulation sinusoïdale avec  $a_0 = 0.000010$  m et  $d = 0.000010$  m.

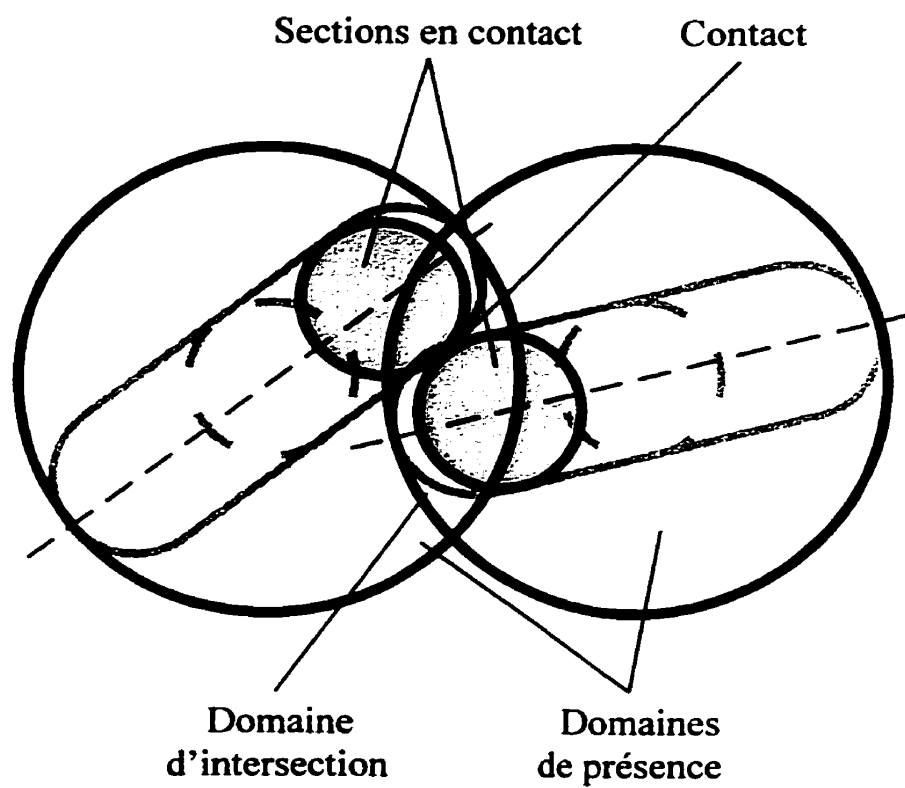


**Figure 6.36** Distribution de  $PC(x, y)$  pour une fonction d'ondulation triangulaire avec  $a_o = 0.000010$  m et  $d = 0.000010$  m.

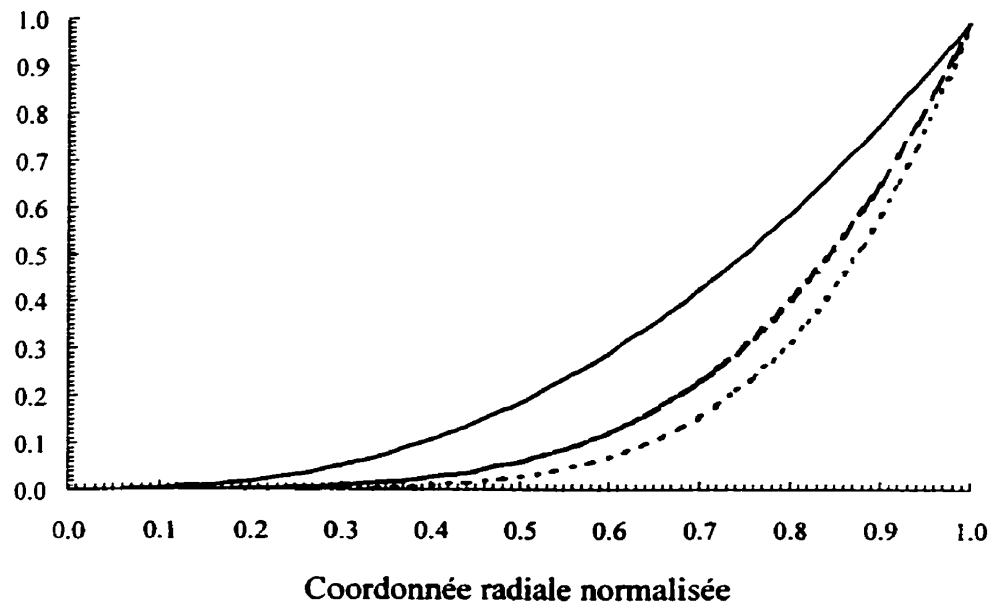


**Figure 6.37** Distribution de  $PC(x, y)$  pour une fonction d'ondulation carrée avec  $a_o = 0.000010$  m et  $d = 0.000010$  m.

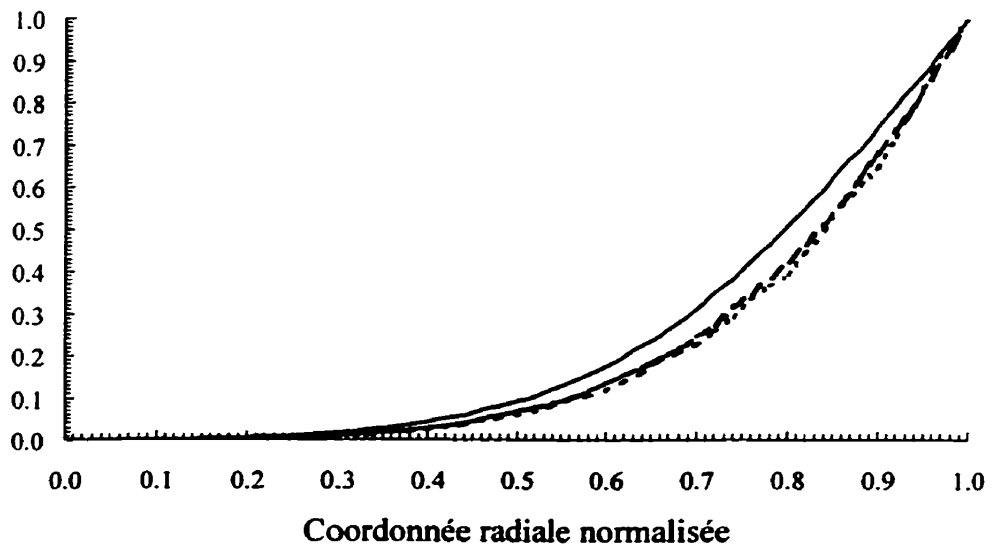




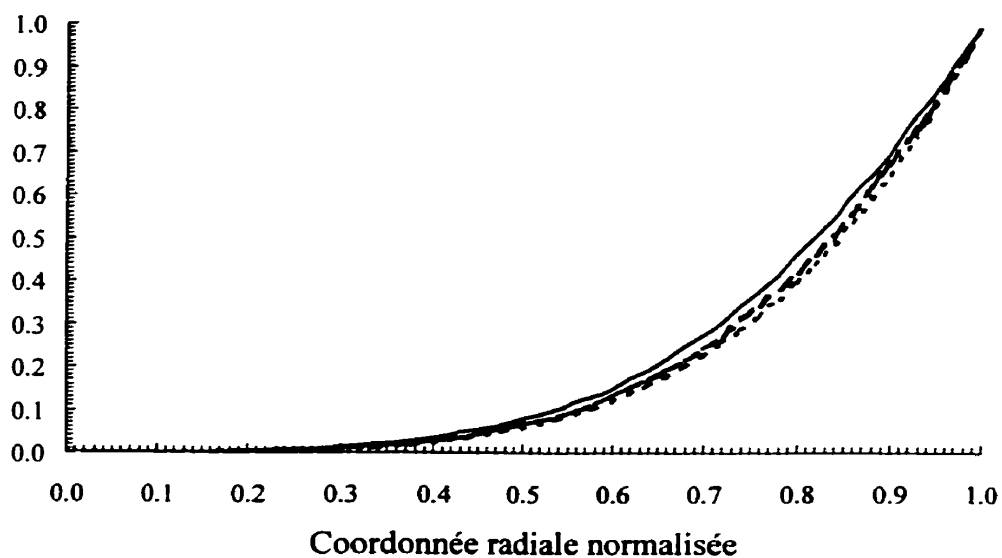
**Figure 6.38** Contact typique entre deux sections.



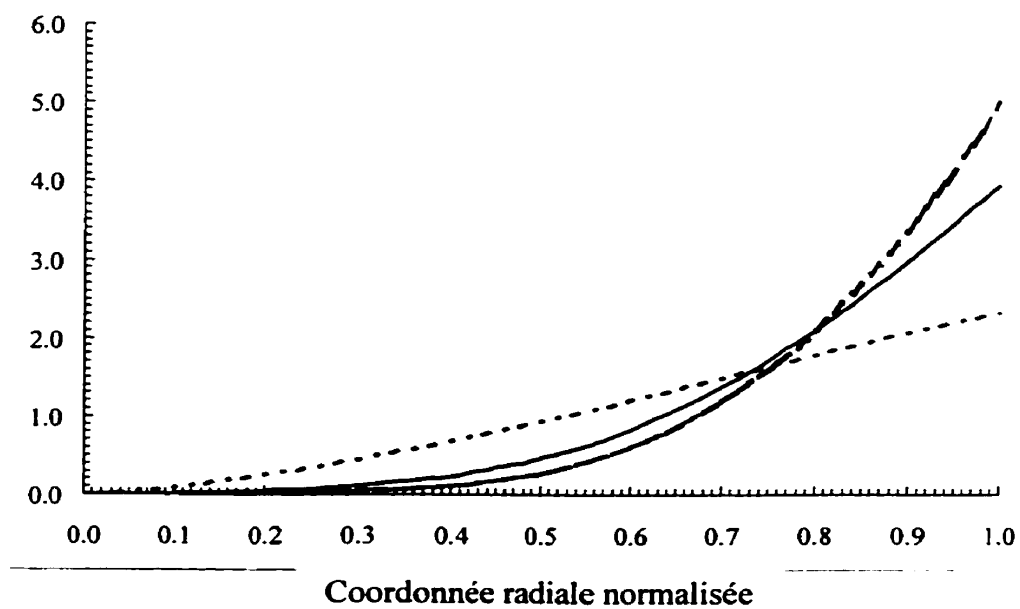
**Figure 6.39** Distribution cumulative de la probabilité de contact *PG*; effet de la fonction d'ondulation.



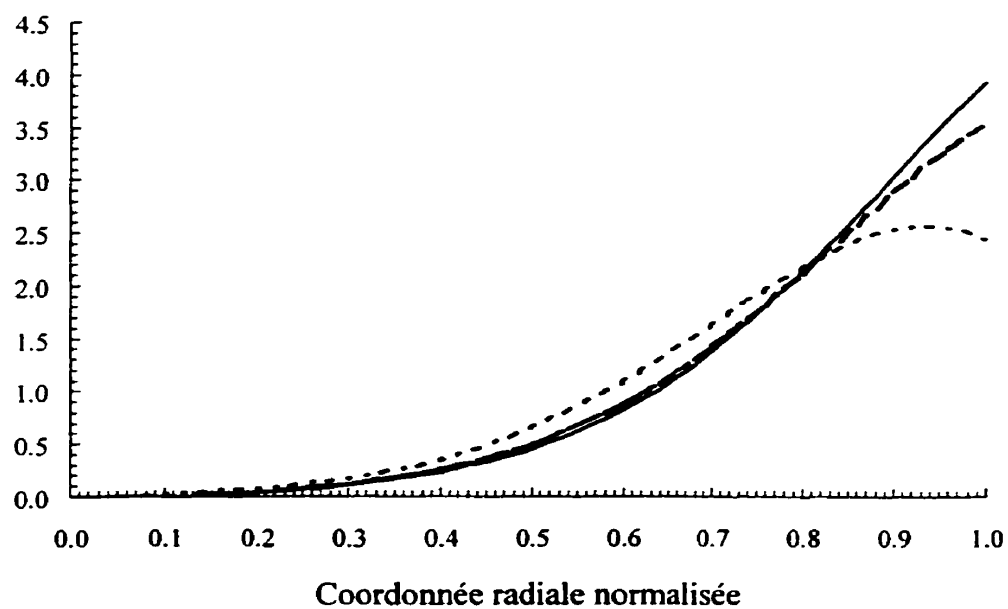
**Figure 6.40** Distribution cumulative de la probabilité de contact *PG*; effet de l'amplitude.



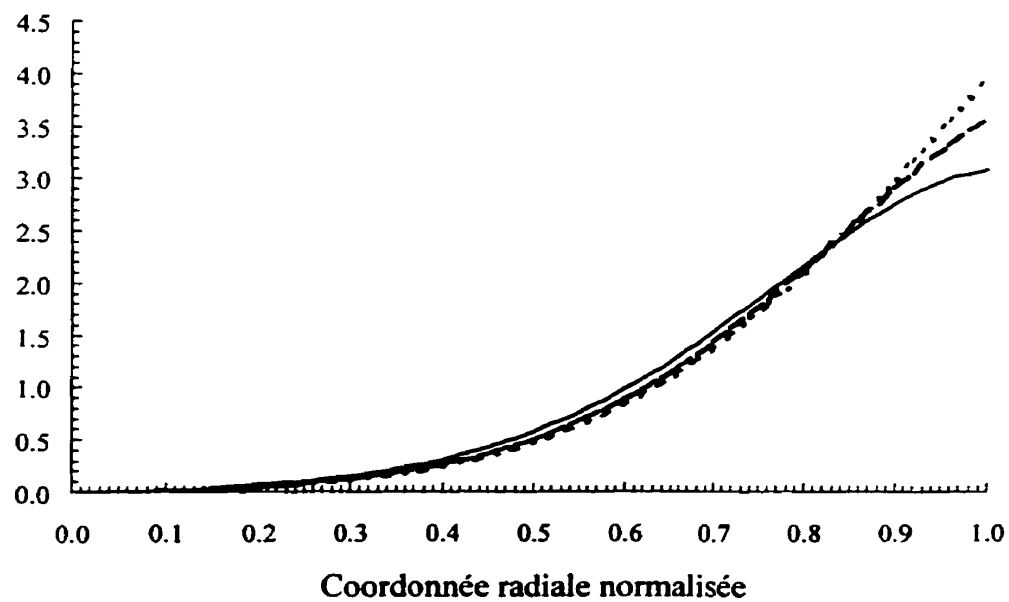
**Figure 6.41** Distribution cumulative de la probabilité de contact  $PG$ ; effet du diamètre.



**Figure 6.42** Distribution de la probabilité de contact  $PG$ ; effet de la fonction d'ondulation.



**Figure 6.43** Distribution de la probabilité de contact  $PG$ ; effet de l'amplitude.



**Figure 6.44** Distribution de la probabilité de contact  $PG$ ; effet du diamètre.

## CONCLUSION

La présente thèse décrit le comportement en compaction et en relaxation des renforts textiles plans utilisés pour la fabrication de pièces composites. L'analyse des résultats expérimentaux publiés et des résultats effectués dans le cadre de la thèse ont permis de dresser un portrait de ce comportement et d'identifier l'effet des différents paramètres du procédé.

Le chapitre 3 a permis de constater qu'une augmentation du nombre de couches produit typiquement une préforme plus rigide qui requiert l'application de pressions plus élevées pour l'atteinte d'une même fraction volumique. Par contre, la fraction volumique peut être augmentée par l'application d'une série de cycles de compaction successifs. De plus, il a été observé que les préformes compactées plus rapidement et à des niveaux de pression plus élevés présentent une propension plus faible à relaxer sous charge. Enfin, des plages de valeurs précises de l'indice de la loi de puissance utilisée pour représenter le comportement en compaction des textiles ont pu être associées à différents types de structures.

Le chapitre 4 a permis d'identifier les paramètres ayant la plus forte influence sur le comportement en compaction et en relaxation de divers renforts, soit le nombre de cycles pour la compaction et la vitesse de compaction pour la relaxation. Les résultats expérimentaux ont également démontré une réorganisation du réseau plus importante lorsque la pression de compaction est retirée puis réappliquée.

Le chapitre 5 a permis de constater l'effet de la réorganisation des fibres sur les propriétés en compaction des renforts. La réorganisation a été observée au niveau microscopique; le phénomène se traduit essentiellement par un étalement des mèches et

par l'applanissement de leurs surfaces. Il a aussi été observé que les dimensions des volumes libres, qui sont initialement présents entre les mèches et sont introduits lors de la fabrication des textiles, peuvent être fortement réduites par l'application d'un nombre relativement faible de cycles de compaction. De plus, il a été possible de constater que les valeurs de la perte d'énergie mesurées lors de l'application de cycles de compaction successifs se stabilisent après une dizaine de cycles. Ceci a conduit à la définition d'une phase de pertes d'énergie instables et une phase de pertes d'énergie stables. Le phénomène majeur lors de la première phase est la réorganisation du réseau de fibres. Par contre le comportement lors de la seconde phase est essentiellement dépendent de la nature du fluide dans lequel les renforts sont immergés, indiquant l'influence de la friction et du glissement aux points de contact entre les fibres.

Le lien entre le comportement des textiles au niveau microscopique et les différents paramètres de procédé a pu être établi dans la mesure où les essais effectués dans la présente thèse rendaient ce travail possible. En effet, l'évolution des structures a été observée à l'échelle microscopique, mais l'évaluation quantitative de la réorganisation a été effectuée de façon indirecte par l'analyse des valeurs de la pression de compaction et de la distance entre les plateaux. Une étude microscopique de la configuration tridimensionnelle des renforts textiles compactés, faite à partir de l'analyse géométrique de plaques composites fabriquées avec ces renforts, constituerait la suite logique des travaux présentés notamment au chapitre 5. Un tel travail nécessiterait une caractérisation plus poussée de la séquence d'empilement initiale, et la prise en compte de phénomènes tels que l'interpénétration des plis (nesting); la réorganisation des textiles pourrait toutefois être évaluée de façon sensiblement plus exhaustive. Le travail expérimental présenté dans cette thèse a tout de même permis de définir le phénomène et d'en identifier les principaux aspects.

Une caractérisation géométrique plus approfondie au niveau microscopique permettrait également un lien plus direct entre les résultats expérimentaux obtenus au niveau macroscopique et les modèles géométriques présentés au chapitre 6.

Les modèles de l'architecture semblent être achevés. Ces modèles permettent de représenter un grand nombre de textiles sous un même format simple; ils devraient donc éventuellement permettre le calcul de différentes propriétés de préformes et de pièces faites de renforts de natures diverses, selon une même approche.

A niveau microscopique, certaines quantités définissant le contact entre deux fibres présentant une faible ondulation périodique selon une approche statistique ont été introduites. Ce travail permet d'évaluer l'effet de différents paramètres géométriques sur la probabilité de contact entre deux fibres situées à une certaine distance l'une de l'autre. La suite à donner à ce travail consiste à établir la dépendance de cette distance envers le déphasage et de l'orientation relative des fibres, selon une approche exacte, et d'y associer la position du contact selon l'axe des fibres et l'orientation de sa normale. Une définition statistique du réseau pourra être obtenue et son comportement mécanique, incluant la réorganisation, pourra éventuellement être établi.

## RÉFÉRENCES

AHN, K.J. et SEFERIS, J.C. (1993). Prepreg processing science and engineering. Polymer Engineering and Science, 33, 1177-1188.

AHN, K.J., SEFERIS, J.C. et BERG, J.C. (1991). Simultaneous measurements of permeability and capillary pressure of thermosetting matrices in woven fabric reinforcements. Polymer Composites, 12, 146-152.

ANDERSON, S.L., COX, D.R. et HARDY, L.D. (1952). Some rheological properties of twistless combed wool slivers. Journal of the Textile Institute, 43, T362-T379.

BATCH, G.L. et CUMISKEY, S. (1990). Multilayer compaction and flow in composites processing, Proceedings of 45th SPI annual conference session 9-A, 1-11.

BATCH, G.L. et MACOSKO, C.W. (1988). A model for two-stage fiber deformation in composite processing. Proceedings of the 20th SAMPE technical conference, 641-650.

BEAVERS, G.S. et SPARROW, E.M. (1971). International Journal of Heat and Mass Transfer. 14, 1855.

BERDICHEVSKY, A.L. et CAI, Z. (1993). Preform permeability predictions by self-consistent method and finite element simulation. Polymer Composites, 14, 132-143.



BICKERTON, S. et ADVANI, S.G. (1995). Characterization of corner and edge permeabilities during mold filling in resin transfer molding. Proceedings of the Recent Advances in Composite Materials ASME Symposium, 143-150.

BLAKE, F.C. (1922). Trans. Am. Inst. Chem. Eng., 14, 415.

BOISSE, P., CHEROUAT, A., GELIN, J.C. et SABHI, H. (1995). Experimental study and finite element simulation of a glass fiber fabric shaping process. Polymer Composites, 16, 83-95.

CAI, Z. et GUTOWSKI, T. (1992). The 3-D deformation behavior of a lubricated fiber bundle. Journal of Composite Materials, 26, 1207-1237.

CARMAN, P.C. (1937). Trans. Inst. Chem. Eng. London, 15, 150.

CARNABY, G.A. (1980). The compression of fibrous assemblies, with applications to yarn mechanics. Mechanics of Flexible Fibre Assemblies, J.W.S. Hearle, J.J. Thwaites, J. Amirbayat, Sijthoff & Noordhoff Publishers, The Netherlands, 99-112.

CARNABY, G.A. et CURISKIS, J.I. (1987). The tangent compliance of Staple-fibre bundles in tension. Journal of the Textile Institute, 78, 293-305.

CARNABY, G.A. et PAN, N. (1989). Theory of the compression hysteresis of fibrous assemblies. Textile Research Journal, 59, 275-284.

CHEN, B., et CHOU, T.W. (1999). Compaction of woven fabric preforms in liquid composite molding processes: elastic deformation. Soumis à Composites Part A.

CHEN, B., LANG, E.J. et CHOU, T.W. (1999). Compaction behavior of fabric preforms in resin transfer molding process, Proceedings of ICCM-12, article no. 183.

CHIBANI, M. (1990). Modelisation du procede de moulage par transfert de resine, Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Canada.

CLERK, P. (1994). Étude de compressibilité et de perméabilité de tissus et rédaction de guides de travail, Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Canada.

CURISKIS, J.I. et CARNABY, G.A. (1985). Continuum mechanics of the fiber bundle. Textile Research Journal, 55, 334-344.

CURTIN, W.A. (1991). Exact theory of fibre fragmentation in a single-filament composite. Journal of Materials Science, 26, 5253.

DANIELS, H.E. (1945). Proc. R. Soc., A183, 405.

DARCY, H. (1856). Les fontaines publiques de la ville de Dijon, Dalmont éditeurs, Paris, France.

DAVE, R., KARDOS, J.L. et DUDUKOVIC, M.P. (1987a). A model for resin flow during composite processing: part I - general mathematical development. Polymer Composites, 8, 29-38.

DAVE, R., KARDOS, J.L. et DUDUKOVIC, M.P. (1987b). A model for resin flow during composite processing: part II - numerical analysis for unidirectional graphite/epoxy laminates. Polymer Composites, 8, 123-132.

DJAJA, R.G., CARNABY, G.A., MOSS, P.J., CARR A.J. et LEE, D.H. (1989). A tangent compliance matrix for an oriented assembly of fibres. WRONZ Communication C111, Wool Research Organization of New Zealand, New Zealand.

DJAJA R.G., MOSS, P.J., CARR, A.J., CARNABY, G.A. et LEE, D.H. (1992). Finite element modeling of an oriented assembly of continuous fibers. Textile Research Journal, 62, 445-457.

DRUMMOND, J.E. et TAHIR, M.I. (1984). Laminar viscous flow through regular arrays of parallel solid cylinders. International Journal of Multiphase Flow, 10, 515-540.

DULLIEN, F.A.L. (1979). Porous media, fluid transport and pore structure. Academic press, Ney York, USA.

DULLIEN, F.A.L. et AZZAM, M.I.S. (1973). Flow rate-pressure gradient measurements in periodically nonuniform capillary tubes. AIChE Journal, 19, 222-229.

DUNKERS, J.P., PHELAN, F.R., ZIMBA, C.G., FLYNN, K.M., PETERSON, R.C., LI, X., FUJIMOTO, J.G. et PARNAS, R.S. (1999). Flow prediction in real structures using optical coherence tomography and lattice Boltzmann mathematics. Proceedings of the 5th FPCM international conference, 291-302.

DUNLOP, J.I. (1983). On the compression characteristics of fibre masses. Journal of the Textile Institute, 74, 92-97.

EMERSLEBEN, O. (1925). Physik. Z., 26, 601.

FISCHER, P., KRZYWINSKI, S., RODEL, H., SCHENK, A. et ULBRICHT, V. (1999). Simulating the drape behavior of fabrics. Textile Research Journal, 69, 331-334.

FORCHHEIMER, P. (1901). Z. Ver. Deutsch. Ing., 45, 1782.

FRIEDMAN, H.L., JOHNSON, R.A., MILLER, B., SALEM, D.R. et PARNAS, R.S. (1995). In-plane movement of liquids through curved fabrics structures. I) Experimental approach. Proceedings of the ASME IMECE 95, 817-827.

FRIEDMAN, H.L., JOHNSON, R.A., MILLER, B., SALEM, D.R. et PARNAS, R.S. (1997). Forced in-plane flow through complex deformable structures: influence of an imposed curve. Polymer Composites, 18, 663-671.

GAUVIN, R. et CHIBANI, M. (1988). Modelization of the clamping force and mold filling in resin transfer molding. Proceedings of the 43rd SPI annual conference session 22-C, 1-4.

GAUVIN, R., LEMENN, Y., CLERK, P. et TROCHU, F. (1994). Compaction and creep behavior of glass reinforcements for liquid composites molding. Proceedings of the 10th ASM/ESD technical conference, 357-367.

GEBART, B.R. (1992). Permeability of unidirectional reinforcements for RTM. Journal of Composite Materials, 26, 1100-1133.

GELIN, J.C. et BORR, M. (1995). Modelling the glass fiber fabrics preforming before resin transfer moulding. Proceedings of ICAC 95, 456-465.

GROSBERG, P. (1963). The strength of twistless slivers. Journal of the Textile Institute, 54, T223-T233.

GROSBERG, P. et SMITH, P.A. (1966). The strength of slivers of relatively low twist. Journal of the Textile Institute, 57, T15-T23.

GULINO, R. et PHOENIX, S.L. (1991). Weibull strength statistics for graphite fibers measured from the break progression in a model graphite/glass/epoxy microcomposite. Journal of Materials Science, 26, 3107.

GUTOWSKI, T.G. (1985). A resin flow/fiber deformation model for composites. SAMPE Quarterly, 16, 58-64.

GUTOWSKI, T.G., CAI, Z., BAUER, S., BOUCHER, D., KINGERY, J. et WINEMAN, S. (1987). Consolidation experiments for laminate composites. Journal of Composite Materials, 21, 650-669.

GUTOWSKI, T.G., CAI, Z., KINGERY, J. et WINEMAN, S.J. (1986). Resin flow/fiber deformation experiments. SAMPE Quarterly, 17, 54-58.

GUTOWSKI, T.G., KINGERY, J. et BOUCHER, D. (1986). Experiments in composites consolidation: fiber deformation. Proceedings of ANTEC '86 technical conference, 1316-1320.

HAN, K., NI, J., TOTH, J., LEE, J. et GREENE, J.P. (1999). Analysis of an injection/compression liquid composite molding process. Polymer Composites, 19, 487-496.

HAN K., TREVINO L., LEE L.J. et LIOU M. (1993). Fiber mat deformation in liquid composite molding. I: experimental analysis. Polymer Composites, 14, 144-150.

HAN K., LEE L.J. et LIOU M. (1993). Fiber mat deformation in liquid composite molding. II: modeling. Polymer Composites, 14, 151-160.

HAPPEL, J. (1959). Viscous flow relative to arrays of cylinders. AIChE Journal, 5, 174-177.

HOU, T.H. (1986). A resin flow model for composite prepreg lamination process. Proceedings of ANTEC '86 technical conference, 1300-1305.

JÖNSSON, K.A.S. et JÖNSSON, B.T.L. (1992a). Fluid flow in compressible porous media: I - steady-state conditions. AIChE Journal, 38, 1340-1348.

JÖNSSON, K.A.S. et JÖNSSON, B.T.L. (1992b). Fluid flow in compressible porous media: II - dynamic behavior. AIChE Journal, 38, 1349-1356.

KALLMES, O. et CORTE, H. (1960). The structure of paper, I. The statistical geometry of an ideal two dimensional network. TAPPI, 43, 737-752 .

KARBHARI, V.M. et SIMACEK, P. (1996). Notes on the modeling of preform compaction: II - effect of sizing on bundle level micromechanics. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 15, 837-861.

KELLER, J.B. (1964). Viscous flow through a grating or lattice of cylinders. Journal of Fluid Mechanics, 18, 94-96.

KEMPNER, E.A. et HAHN, H.T. (1994). A model for fiber compaction during composites processing. Proceedings of the 10th ASM technical conference, 536-545.

KERACHNI, A. (1992). Étude de l'écoulement dans les multicouches pour le moulage par transfert de résine. Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Canada.

KERACHNI, A. et GAUVIN, R. (1992). Étude expérimentale de la compressibilité des mats pour le moulage par transfert de résine. Rapport technique EPM/RT-92/25, École Polytechnique de Montréal, Canada.

KIM, Y.R., McCARTHY, S.P. et FANUCCI, J.P. (1991). Compressibility and relaxation of fiber reinforcements during composite processing. Polymer Composites, 12, 13-19.

KNIGHT, J. et JAYARAMAN, K. (1993). Consolidation behavior of continuous strand random glass mats with binders, SAE Communication 930176, Society of Automotive Engineers, USA.

KOMORI, T. et ITOH, M. (1991a). A new approach to the theory of the compression of fiber assemblies. Textile Research Journal, 61, 420-428.

KOMORI, T. et ITOH, M. (1991b). Theory of the general deformation of fiber assemblies. Textile Research Journal, 61, 588-594.

KOMORI, T., ITOH, M. et TAKAKU, A. (1992). A model analysis of the compressibility of fiber assemblies. Textile Research Journal, 62, 567-574.

KOMORI, T. et MAKISHIMA, K. (1977). Number of fiber-to-fiber contacts in general fiber assemblies. Textile Research Journal, 47, 13-17.

KOTHARI, V.K. et DAS, A. (1992). Compressional behaviour of nonwoven geotextiles. Geotextiles and Geomembranes, 11, 235-253.

KOZENY, J. (1927). Proc. Roy. Acad. Sci. Vienna, 136, 271.

KUWABARA, S. (1959). The forces experienced by randomly distributed parallel circular cylinders or spheres in a viscous flow at small Reynolds numbers. Journal of the Physical Society of Japan, 14, 527-532.

LARSON, R.E. et HIGDON, J.J.L. (1986). Microscopic flow near the surface of two-dimensional porous media. Part 1. Axial flow. Journal of Fluid Mechanics, 166, 449-472.

LARSON, R.E. et HIGDON, J.J.L. (1987). Microscopic flow near the surface of two-dimensional porous media. Part 2. Transverse flow. Journal of Fluid Mechanics, 178, 119-136.

LEAF, G.A.V. et KANDIL, K.H. (1980). The initial load-extension behaviour of plain-woven fabrics. Journal of the Textile Institute, 71, 1-7.

LEAF, G.A.V. et SHETA, A.M.F. (1984). The initial shear modulus of plain-woven fabrics. Journal of the Textile Institute, 75, 157-163.

LEAF, G.A.V., CHEN, Y. et CHEN, X. (1993). The initial bending behaviour of plain-woven fabrics. Journal of the Textile Institute, 84, 419-428.



LEBRUN, G. et GAUVIN, R. (1995). Heat transfer analysis in a heated mold during the impregnation phase of the resin transfer molding process. Journal of Materials Processing & Manufacturing Science, 4, 81-94.

LEE, D.H. et CARNABY, G.A. (1992). Compressional energy of the random fiber assembly. Textile Research Journal, 62, 185-191.

LEE, D.H., CARNABY, G.A., CARR A.J. et MOSS P.J. (1990). A review of current micromechanical models of the unit fibrous cell. WRONZ Communication C113, Wool Research Organization of New Zealand, New Zealand.

LEE, D.H., CARNABY, G.A. et TANDON, S.K. (1992). Compressional energy of the random assembly, part II: evaluation. Textile Research Journal, 62, 258-265.

LEE, D.H. et LEE, J.K. (1988). Initial compressional behaviour of fibre assembly. Objective measurement: applications to product design and process control, S. Kawabata, R. Postle, M. Niwa, The Textile Machinery Society of Japan, 613-622.

LEMENN, Y. (1994). Étude de la compressibilité et de la perméabilité des renforts directionnels. Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Canada.

LLOYD, D.W. (1980). The analysis of complex fabric deformations. Mechanics of Flexible Fibre Assemblies, J.W.S. Hearle, J.J. Thwaites, J. Amirbayat, Sijthoff & Noordhoff Publishers, The Netherlands, 311-342.

MATSUDAIRA, M. et KAWABATA, S. (1988a). A study of the mechanical properties of woven silk fabrics. Part I: Fabric mechanical properties and handle characterizing woven silk fabrics. Journal of the Textile Institute, 79, 458-475.

MATSUDAIRA, M. et KAWABATA, S. (1988b). A study of the mechanical properties of woven silk fabrics. Part II: Analysis of the shearing properties of woven silk fabrics. Journal of the Textile Institute, 79, 476-489.

MATSUDAIRA, M. et KAWABATA, S. (1988c). A study of the mechanical properties of woven silk fabrics. Part III: A study of the extensibility of continuous-filament woven silk fabrics in the small-load region. Journal of the Textile Institute, 79, 490-503.

MATSUDAIRA, M., TAN, Y. et KONDO, Y. (1993). The effect of fibre cross-sectional shape on fabric mechanical properties and handle. Journal of the Textile Institute, 84, 376-386.

MC BRIDE, T. (1997). The large deformation behavior of woven fabric and microstructural evolution in formed textile composites. Thèse de doctorat, Boston University, États-Unis.

MEDLEY, D.G., STELL, J.E. et McCORMICK P.A. (1962). Basic drafting theory. Journal of the Textile Institute, 53, T105-T143.

MORTENSEN, F. et THOMSEN, O.T. (1999). A simple approach for the analysis of embedded ply drops in composite and sandwich laminates. Composites Science and Technology, 59, 1213-1226.

NETRAVALI, A.N., HENSTENBURG R.B., PHOENIX S.L. et SCHWARTZ, P. (1989). Interfacial shear strength studies using the single-filament-composite test. 1: Experiments on graphite fibers in epoxy. Polymer Composites, 10, 226.

PAN, N. (1993). Prediction of statistical strengths of twisted fibre structures. Journal of Materials Science, 28, 6107-6114.

PAN, N. et CARNABY, G.A. (1988a). The initial shear modulus of a unit cell of wool fibers. WRONZ Communication C106, Wool Research Organization of New Zealand. New Zealand.

PAN, N. et CARNABY, G.A. (1988b). Micromechanics of wool fibre assemblies in compression. The application of mathematics and physics in the wool industry. G.A. Carnaby, E.J. Wood, L.F. Story, Wool Research Organization of New Zealand, 181-192.

PARNAS, R.S. et PHELAN, F.R.Jr. (1991). The effect of heterogeneous porous media on mold filling in resin transfer molding. SAMPE Quarterly, 22, 53-60.

PARNAS, R.S., SALEM, A.J., SADIQ., T.A.K., WANG, H.P. et ADVANI, S.G. (1994). The interaction between micro- and macro- scopic flow in RTM preforms. Composite Structures, 27, 93-107.

PARNAS, R.S., SCHULTHEISZ, C.R. et RANGANATHAN, S. (1996). Hydrodynamically induced preform deformation. Polymer Composites, 17, 5-10.

PHELAN, F.R.Jr, LEUNG, Y. et PARNAS, R.S. (1994). Modeling of microscale flow in unidirectional fibrous porous media. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 7, 208-218.

PIECHOWSKI, L.J. et KENDALL, K.N. (1992). Factors affecting the compressibility and relaxation of thermoformable continuous strand E-glass mat. Proceedings of the 8th ASM/ESD technical conference.

PIERCE, N. et SUMMERSCALES, J. (1995). The compressibility of a reinforcement fabric. Composites Manufacturing, 6, 15-21.

POSTLE, L.J., INGHAM, J. et COX, D.R. (1952). The measurement of inter-fibre friction in slivers. Journal of the Textile Institute, 43, T77-T90.

POTTER, K.D. (1979). The influence of accurate stretch data for reinforcements on the production of complex structural moldings part 1. Deformation of aligned sheets and fabrics. Composites, 161-167.

RANGANATHAN, S., EASTERLING, R.G., ADVANI, S.G. et PHELAN, F.R. (1998). The effect of micro-structure variations on the permeability of preform materials. Polymer & Polymer Composites, 6, 63-73.

REMACLE, J.F., BRÉARD, J. et TROCHU, F. (1999). Numerical simulation of mould filling for three-dimensional composite parts. Proceedings of FPCM-5, 81-90.

RENGASAMY, R.S., KOTHARI, V.K. et SENGUPTA, A.K. (1988). Frictional behaviour of textile fibres - a review. Journal of the Institution of Engineers - India, 69, 42-50.

ROBITAILLE, F., CLAYTON, B.R., LONG, A.C., SOUTER, B.J. et RUDD, C.D. (1999a). Geometric modelling of industrial preforms: woven and braided textiles. Accepté pour publication dans Proceedings of the institution of mechanical engineers part L, Journal of Materials: Design & Applications.

ROBITAILLE, F., CLAYTON, B.R., LONG, A.C., SOUTER, B.J. et RUDD, C.D. (1999b). Geometric modelling of industrial preforms: warp-knitted textiles. Soumis pour publication dans Proceedings of the institution of mechanical engineers part L, Journal of Materials: Design & Applications.

ROBITAILLE, F. et GAUVIN, R. (1998a). Compaction of textile reinforcements for composite manufacturing: I - review of experimental results. Polymer Composites, 19, 198-216.

ROBITAILLE, F. et GAUVIN, R. (1998b). Compaction of textile reinforcements for composite manufacturing: II - compaction and relaxation of dry and H<sub>2</sub>O-saturated woven reinforcements. Polymer Composites, 19, 543-557.

ROBITAILLE, F. et GAUVIN, R. (1999). Compaction of textile reinforcements for composite manufacturing: III – reorganization of the fiber network. Polymer Composites, 20, 48-61.

ROBITAILLE, F., GAUVIN, R. et CLERK, P. (1996). Compaction of fiber reinforcements for composite manufacturing: a review of experimental results. Rapport technique EMP/RT-96/04, École Polytechnique de Montréal, Canada.

SADIQ, T.A.K., ADVANI, S.G. et PARNAS, R.S. (1995). Experimental investigation of transverse flow through aligned cylinders. International Journal of Multiphase Flow, 21, 755-774.

SAMSON, A. (1972). The compressibility of wool. Textile Research Journal, 42, 272-273.

SANGANI, A.S. et ACRIVOS, A. (1982a). Slow flow past periodic arrays of cylinders with application to heat transfer. International Journal of Multiphase Flow, 8, 193-206.

SANGANI, A.S. et ACRIVOS, A. (1982b). Slow flow through a periodic array of spheres. International Journal of Multiphase Flow, 8, 343-360.

SANGANI, A.S. et YAO, C. (1988). Transport processes in random arrays of cylinders. II. Viscous flow. Physics of Fluids, 31, 2435-2444.

SAUNDERS, R.A., LEKAKOU, C. et BADER, M.G. (1998). Compression and microstructure of fibre plain weave cloths in the processing of polymer composites. Composites Part A, 29A, 443-454.

SAUNDERS, R.A., LEKAKOU, C. et BADER, M.G. (1999). Compression in the processing of polymer composites. 1. A mechanical and microstructural study for different glass fabrics and resins. Composites Science and Technology, 59, 983-993.

SEBESTYEN, E. et HICKIE, T.S. (1971). The effect of certain fibre parameters on the compressibility of wool. Journal of the Textile Institute, 62, 545-560.

SCHEIDEGGER, A.E. (1974). The physics of flow through porous media. University of Toronto Press, Toronto, Canada.

SKARTSIS, L., KARDOS, J.L. et KHOMANI, B. (1992). Resin flow through fiber beds during composite manufacturing processes. Part I: review of newtonian flow through fiber beds. Polymer Engineering and Science, **32**, 221-239.

SIMACEK, P. et KARBHARI, V.M. (1996). Notes on the modeling of preform compaction: I - micromechanics at the fiber bundle level. Journal of Reinforced Plastics and Composites, **15**, 86-122.

SOZER, E.M., BICKERTON, S. et ADVANI, S.G. (1999). Modelling and control of liquid composite mold filling process, Proceedings of FPCM-5, 109-124.

SPAID, M.A.A. et PHELAN, F.R. (1997). Lattice Boltzmann methods for modeling microscale flow in fibrous porous media. Physics of Fluids, **9**, 2468-2474.

SPAID, M.A.A. et PHELAN, F.R. (1998). Modeling void formation dynamics in fibrous porous media with the lattice Boltzmann method. Composites Part A, **29A**, 749-755.

STEARN, A.E. (1971). The effect of anisotropy in the randomness of fibre orientation on fibre-to-fibre contacts. Journal of the Textile Institute, **62**, 353-360.

STEENKAMER, D.A., WILKINS, D.J. et KARBHARI, V.M. (1993). Influence of test fluid on fabric permeability measurements and implications for processing of liquid moulded composites. Journal of Materials Science Letters, **12**, 971-973.

STEENKAMER, D.A., WILKINS, D.J. et KARBHARI, V.M. (1995). The influence of preform joints on the processing of RTM composites. Composites Manufacturing, **6**, 23-34.

TAKANO, N., ZAKO, M., YOSHIOKA, T. et TERADA, K. (1999). Homogenization method to predict three-dimensional permeabilities considering micro-macro and solid-fluid interactions. Proceedings of ICCM-12, article no. 1092.

TAN, P., TONG, L. et STEVEN, G.P. (1999). Models for predicting thermomechanical properties of three-dimensional orthogonal woven composites. Journal of Reinforced Plastics and Composites, **18**, 151-185.

TAYLOR, D.S. (1956). The determination of contacts between the constituents of fibre assemblies. Journal of the Textile Institute, **47**, T141-T146.

TAYLOR, D.W. (1948). Fundamentals of soil mechanics. John Wiley & Sons, New York, USA.

TOLL, S. (1998). Packing mechanics of fiber reinforcements. Polymer Engineering and Science, **38**, 1337-1350.

TOLL, S. et MANSON, J.A.E. (1994). An analysis of the compressibility of fibre assemblies. Proceedings of the 6th FRC conference session 25, 1-10.

TOLL, S. et MANSON, J.A.E. (1995). Elastic compression of a fiber network. Journal of Applied Mechanics, **62**, 223-226.



TREVINO, L., RUPEL, K., YOUNG, W.B., LIOU, M.J. et LEE, L.J. (1991). Analysis of resin injection molding in molds with preplaced fiber mats. I: Permeability and compressibility measurements. Polymer Composites, 12, 20-29.

TREVINO, L., LEE, L.J., RUPEL, M.J. et LIOU, M.J. (1990). Permeability and compressibility measurement of fiber mats in resin transfer molding and structural RIM. Proceedings of the 45th SPI annual conference session 9-E, 1-7.

TROCHU, F., GAUVIN, R., GAO, D.M. et BOUDREAULT, J.F. (1994). RTMFLOT – An integrated software environment for the computer simulation of the resin transfer molding process. Journal of reinforced plastics and composites, 13, 262-270.

TUCKER, C.L.III (1996). Heat transfer and reaction issues in liquid composite molding. Polymer Composites, 17, 60-72.

VAN LUIJK, C.J., CARR, A.J. et CARNABY, G.A. (1984b). Finite-element analysis of yarns part I: yarn model and energy formulation. Journal of the Textile Institute, 75, 342-351.

VAN LUIJK, C.J., CARR, A.J. et CARNABY, G.A. (1984b). Finite-element analysis of yarns part II: stress analysis. Journal of the Textile Institute, 75, 354-362.

VAN WYK, C.M. (1946). Note on the compressibility of wool. Journal of the Textile Institute, 37, T285-T292.

WAGNER, H.D., YAVIN, B., GALLIS, H.E., SCHERF, J. et EITAN, A. (1991). Continuous monitoring of the fragmentation phenomenon in single fiber composite materials. Polymer Composites, 12, 436.

WATERBURY, M.C. et DRZAL, L.T. (1991). On the determination of fiber strengths by in-situ fiber strength testing. Journal of Composites Technology and Research, 13, 22.

WHITAKER, S. (1969). Advances in theory of fluid motion in porous media. Industrial and Engineering Chemistry, 61, 14-28.

WILLIAMS, J.G., MORRIS, C.E.M., et ENNIS, B.C. (1974). Liquid flow through aligned fiber beds. Polymer Engineering and Science, 14, 413-419.

YU, Y.W., LIU, T.J., HSU, C.L. et YANG, Y.S. (1999). A hybrid 3D/2D finite element technique for polymer processing operations. Polymer Engineering and Science, 39, 44-54.

YU, C.P. et SOONG, T.T. (1975). A random cell model for pressure drop prediction in fibrous filters. ASME Transactions - Journal of Applied Mechanics, 42, 301-304.